

Entwicklung und Validierung eines FEM-basierten Rissfortschrittsmodells zur Beschreibung von Stützwirkung unter Kriechermüdungsbeanspruchung

Vom Fachbereich Maschinenbau
zur
Erlangung des Grades eines Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)
genehmigte

D i s s e r t a t i o n

vorgelegt von
Dipl.-Ing. (FH) Christian Kontermann, M. Sc.
aus Zell (Mosel)

Berichterstatter: Prof. Dr.-Ing. Matthias Oechsner
Mitberichterstatter: Prof. Dr.-Ing. Michael Vormwald

Tag der Einreichung: 24. Oktober 2016
Tag der mündlichen Prüfung: 10. Januar 2017

Darmstadt 2017

D17

*Prognosen sind schwierig,
besonders wenn sie die Zukunft betreffen.*

Niels Bohr (1885 – 1962)

Vorwort und Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand im Rahmen meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Fachgebiet und Institut für Werkstoffkunde der Technischen Universität Darmstadt.

Zunächst möchte ich mich ausdrücklich bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Matthias Oechsner für die Betreuung der Arbeit und vor allem für die vielen guten Gespräche, die konstruktiven Diskussionen und sein Vertrauen bedanken, ohne das diese Arbeit in der Form nicht hätte entstehen können.

Mein Dank gilt ebenfalls Herrn Prof. Dr.-Ing. Michael Vormwald für die Übernahme der Mitberichterstattung, für sein Interesse an den Inhalten und für seine eigenen Arbeiten, welche mich stets begleitet haben und für mich immer eine Inspiration darstellten.

Ein ganz besonderes Dankeschön gilt dem Kompetenzbereich Hochtemperaturwerkstoffe und hier in erster Linie dem Leiter Herrn Dr.-Ing. Alfred Scholz, für die Idee zum zugrundeliegenden Forschungsvorhaben und all die außergewöhnliche Begleitung und Unterstützung die ich in den letzten Jahren erfahren durfte. Ebenso danken möchte ich allen wissenschaftlichen Mitarbeiterinnen und Mitarbeitern für die sehr gute Zusammenarbeit und einzigartige Arbeitsatmosphäre, die gegenseitige Unterstützung und alle guten und wertvollen Gespräche. Nicht zuletzt sei den Mitarbeiterinnen und Mitarbeitern der mechanischen Werkstatt und der Prüflabore gedankt, die mit ihrer Expertise die Qualität der in dieser Arbeit dokumentierten experimentellen Ergebnisse erst ermöglicht haben.

Ebenfalls möchte ich mich bei meinen ehemaligen Kollegen und Vorgesetzten bei der Firma Siemens, für das Vertrauen in meine Person, die Förderung meiner Entwicklung und all die Erfahrungen die ich sammeln durfte, bedanken.

Der Forschungsvereinigung der Arbeitsgemeinschaft der Eisen und Metall verarbeitenden Industrie e.V. (AVIF) und der Forschungsvereinigung Verbrennungskraftmaschinen (FVV) gilt ebenfalls ein großes Dankeschön für die finanzielle Förderung und Begleitung des dieser Arbeit zugrundeliegenden Forschungsvorhabens.

Allen Mitgliedern des vorhabensbegleitenden Arbeitskreises W10 sei für die rege Teilnahme, die sehr gute und enge Zusammenarbeit und all die hilfreichen Diskussionen, Vorschläge und Rückmeldungen aus der industriellen Praxis gedankt. Neben der Übernahme und Ausführung der Obmann Tätigkeit möchte ich Herrn Dipl.-Ing. Henning Almstedt von ganzem Herzen und ganz besonders danken, für die unzähligen und unglaublich wertvollen Diskussionen und Gespräche der letzten Jahre.

Ganz besonders bedanken möchte ich mich ebenso bei meinen Eltern für all die Förderung und Richtungsweisung, immer dann wenn ich sie gebraucht habe.

Der größt mögliche Dank gilt meiner Frau und meinen beiden Kindern. Dass ihr all die Entscheidungen und Entbehrungen so außergewöhnlich und liebevoll mitgetragen habt, werde ich euch nie vergessen.

Kurzfassung

Um die im praktischen Einsatz verbauten Materialien und deren Eigenschaften möglichst optimal ausnutzen zu können, ist es je nach Design-Philosophie notwendig, den Zeitpunkt des Versagens oder den Zeitpunkt des Entstehens erster Anrisse möglichst präzise vorausberechnen zu können. Aktuell zur Verfügung stehende Ansätze zur Bewertung der Anrisslebensdauer von gekerbten Bauteilen, welche einer kombinierten Ermüdungs- und Kriechbeanspruchung ausgesetzt sind, fußen zumeist aus verschiedenen Gründen auf konservativen Betrachtungsweisen. Solche Konservativitäten sind zum einen notwendig, um beispielsweise vorhandene Unsicherheiten der Eingangsdaten ausreichend abzudecken. Zum anderen zeigen sich konservative Aussagen aber auch aufgrund der Einfachheit des gewählten Ansatzes, so dass bewusst, auf die Unzulänglichkeit der rechnerischen Beschreibung zurückzuführende, konservative Aussagen in Kauf genommen werden müssen.

In dieser Forschungsarbeit wird daher eine solche Konservativität, die bruchmechanische Stützwirkung, genauer betrachtet, das Potential einer Berücksichtigung innerhalb der Anrisslebensdauerbewertung diskutiert und eine Möglichkeit aufgezeigt, dieses zukünftig im Rahmen entsprechender Berechnungen nutzen zu können. Bisher war es lediglich möglich, den sich auf die Anrisslebensdauer positiv auswirkenden Effekt der bruchmechanischen Stützwirkung für den Fall einer Kriechermüdungsbeanspruchung mit Hilfe komponentenspezifischer und entsprechend kostenintensiver Versuche zu quantifizieren. Systematische Ansätze und nutzbare Daten waren im Allgemeinen für diesen Anwendungsfall nicht verfügbar.

Zunächst werden daher Ergebnisse eines systematisch durchgeführten experimentellen Programms an gekerbten Rundproben unter globaler Dehnungsregelung am Beispiel eines warmfesten 10%-Chrom-Schmiedestahls diskutiert. Auf Basis der Verwendung neuartiger Auswertungsansätze und mit Hilfe des Einsatzes spezieller Messtechnik zur Bestimmung des frühen Risswachstumsverhaltens konnte gezielt der Effekt einer bruchmechanischen Stützwirkung untersucht und quantifiziert werden.

Diese experimentellen Erkenntnisse bilden zugleich das Fundament, um im zweiten Teil ein bruchmechanisches, rechnerisches Bewertungskonzept zu entwickeln, welches es erlaubt, den Betrag der bruchmechanischen Stützwirkung vorauszuberechnen. Dieses Konzept ist für eine spätere praktische Anwendung von zentraler Bedeutung: Ist es auf Basis der experimentellen Ergebnisse möglich nur für eingeschränkte Belastungssituationen und geometrische Randbedingungen quantitative Aussagen über den Betrag der bruchmechanischen Stützwirkung zu treffen, so versetzt ein entsprechend validiertes, rechnerisches Konzept den Anwender in die Lage, verschiedenste weitere, für den praktischen Anwendungsfall relevante Parameterkombinationen quantitativ zu analysieren.

Auf Basis entsprechender Anforderungen wurde genau dieser Ansatz verfolgt und für die Problemstellung der Behandlung sogenannter mechanisch kurzer Risse ein neuer energiebasierter Ansatz entwickelt, um die Rissspitzenbeanspruchung für zyklisch elastisch-viskoplastische Kerbspannungsgradientenfelder rechnerisch bestimmen zu können. Der Vergleich der experimentell ermittelten Stützwirkung mit den Resultaten der Anwendung des entwickelten Konzepts zeigt eine sehr gute Übereinstimmung. Zugleich liefert die Betrachtung der Detailergebnisse des neu entwickelten Bruchmechanikkonzepts wertvolle Beiträge und Erkenntnisgewinne in Bezug auf aktuelle Fragestellungen auf dem Gebiet der zyklisch elastisch-plastischen und viskoplastischen Bruchmechanik.

Abstract

In order to utilize the practical used materials and their properties as optimal as possible assessing the point of rupture or the point of crack initiation as precise as possible is a major requirement. Current approaches to determine the crack initiation life of notched components under creep-fatigue loading are due to different reasons conservative. On the one hand such conservatisms are necessary because they have to cover all uncertainties with regard to the assessment input data for instance. On the other hand conservative results are produced due to the approach simplicity, which means that the engineer gets knowingly to conservative conclusions based on the lack of preciseness of the utilized assessment approach.

Within the present work one of such a conservatism labelled with fracture mechanic notch support will be investigated in detail to discuss the potential of considering this effect within a lifetime assessment and to raise an option of using this beneficial factor within a calculation procedure in future. Up to now determining the amount of fracture mechanic notch support under a creep-fatigue loading requires performing component location specific and comparatively expensive experiments. Theoretical descriptions or systematically useable test data for such application cases are not available at present.

In order to improve the outlined situation this research work starts with discussing the results of a systematically performed experimental program on notched round-bars under global strain controlled creep-fatigue loading on a modern heat resistant 10%-Chromium-steel. With the help of newly developed evaluation approaches and by utilizing sophisticated measurement techniques to study the early crack growth phase the effects of fracture mechanic notch support have been investigated and quantified.

As a second step, the observed experimental major facts act as a basis for developing a fracture mechanic based calculation concept, which is able to assess the amount of fracture mechanic notch support theoretically in advance. This concept is of fundamental importance for a practical application: Whereas the experimental study allows quantitative statements for very restricted load and geometrical boundary conditions only, the theoretical concept approach creates the possibility to analyse and quantify several more and practical relevant parameter combinations.

Starting from application specific constraints and challenges which have to be addressed in the context of assessing so called mechanically short cracks a novel energy based fracture mechanic approach is developed, in order to determine the crack-tip loading under cyclic elastic-viscoplastic stress-gradient-fields. Re-evaluating the performed experiments by utilizing this developed concept show an excellent agreement. Furthermore, looking at some detail results of the energy based considerations provides valuable contributions and a knowledge increase with regard to current discussions in the fields of fracture mechanics.

Inhaltsverzeichnis

Nomenklatur	v
1 Einleitung	1
2 Problemstellung und Ziel	3
2.1 Einführung in die Themenstellung	3
2.2 Existierende Methoden der Beschreibung des Einflusses eines Spannungsgradienten	5
2.3 Aktuelle Defizite und Forschungsbedarf	6
2.4 Das Ziel	8
3 Stand des Wissens	10
3.1 Zum Problem der Übertragbarkeit: Probe vs. Bauteil	10
3.1.1 Mikro- und Makrostützwirkung als spannungsmechanischer Größeneinfluss	11
3.1.2 Bruchmechanische Stützwirkung als spannungsmechanischer Größeneinfluss . . .	12
3.1.2.1 Experimentelle Untersuchungen	13
3.1.2.2 Theoretische Beschreibungsansätze	15
3.2 Zum Deformations- und Anrissverhalten unter Kriechermüdungsbeanspruchung	18
3.2.1 Werkstoffmechanische Phänomene	18
3.2.2 Ratenunabhängige Plastizität	20
3.2.2.1 Deformationstheoretische Beschreibung	20
3.2.2.2 Inkrementelle Beschreibung	22
3.2.3 Ratenabhängige Plastizität	24
3.2.3.1 Deformationstheoretische Beschreibung	24
3.2.3.2 Inkrementelle Beschreibung	25
3.2.4 Beschreibung des Anrissverhaltens	26
3.3 Beschreibung des Risswachstumsverhaltens	27
3.3.1 Linear Elastische Dominanz	29
3.3.1.1 Intensität des Spannungsnahfeldes	29
3.3.1.2 Energiebetrachtungen	30
3.3.1.3 J -Integral Beschreibung	31
3.3.2 Elastisch-Plastische Dominanz	33
3.3.2.1 Intensität des Spannungsnahfeldes	33
3.3.2.2 Energiebetrachtungen	34
3.3.2.3 Zyklische J -Integral Beschreibung	35
3.3.3 Viskoplastische Dominanz	37
3.3.3.1 Intensität des Spannungsnahfeldes	38
3.3.3.2 Energiebetrachtungen	39
3.3.3.3 C^* -, $C(t)$ -Integral Beschreibung	40
3.3.4 Riss schließen	42
3.3.4.1 Experimentelle Ermittlung	42

3.3.4.2	Plastizitätsinduziertes Risssschließen	43
3.3.5	Risswachstumsrate	49
4	Experimentelle Beschreibung	50
4.1	Untersuchter Werkstoff	50
4.1.1	Niederzyklische Beschreibungen	52
4.1.2	Kriechbeschreibung	53
4.1.3	Risswachstumsbeschreibungen	54
4.1.3.1	Ermüdungsrisswachstum	54
4.1.3.2	Kriechrisswachstum	55
4.2	Verwendete Prüfmethode	57
4.2.1	Global einachsig belastete Dehnwechselversuche	57
4.2.2	Global biaxial belastete Dehnwechselversuche	59
4.3	Probentypen	60
4.4	Probencharakterisierung	61
4.5	Versuchsauslegung und Versuchsmatrizen	62
4.6	Lastabfallkorrelation	66
4.7	Korrelation des Potentialsondensignals	67
4.8	Ergebnisse und Erkenntnisse	71
4.8.1	Lastabfall- vs. Risstiefe	71
4.8.2	Lastabfallgeschwindigkeit	72
4.8.3	Vergleich: ACPD & Lastabfallkorrelation	73
4.8.4	Anrisssschaubilder und Stützziffern	76
4.8.4.1	Versuche ohne Haltezeit	76
4.8.4.2	Versuche mit Haltezeit	78
4.8.5	Transientes Risssschließen	80
5	Entwicklung einer konzeptionellen Beschreibung	82
5.1	Anforderungen	82
5.2	Abgeleitete Konzeptidee	84
5.2.1	Vorbetrachtungen	84
5.2.2	Offene Fragen und Skizze des Lösungsansatzes	85
6	Konzeptionelle Umsetzung	88
6.1	Transientes Risssschließverhalten	88
6.1.1	Generelles Vorgehen	88
6.1.1.1	Modellvorbereitung und Ablauf	88
6.1.1.2	Gewählte Parameter	90
6.2	Zyklische Rissspitzenbeanspruchung	96
6.2.1	Zur Anwendung des konsekutiven, klassischen Ansatzes	96
6.2.1.1	Erstbelastungskurve vs. Hysteresenhalbast	97
6.2.1.2	Zum Einfluss des Materialmodells	98
6.2.1.3	Globale Energiebilanz vs. Gebietsintegral	98
6.2.2	Energiebasierter, integrierter Ansatz	101
6.2.2.1	Skizzen der Konzeptidee und der Konzeptergebnisse	101

6.2.2.2	Beispielhafte Konzeptumsetzung	105
6.3	Viskoplastische Rissspitzenbeanspruchung	111
6.3.1	Skizzen der Konzeptidee und der Konzeptergebnisse	111
6.3.2	Beispielhafte Konzeptumsetzung	115
6.3.2.1	Ertüchtigung der Kriechbeschreibung	115
6.3.2.2	Konkrete Umsetzung und Ergebnisse	116
7	Validierung und finale Anwendung des entwickelten Konzeptes	122
8	Zusammenfassung	129
9	Ausblick	132
	Literaturverzeichnis	135
	Abbildungsverzeichnis	149
	Tabellenverzeichnis	154
A	Anhang: Zum statistischen Größeneinfluss	155
B	Anhang: Gleichungssystem der modifizierten Garofalo-Kriechformulierung	158
C	Anhang: Details zur numerischen Berechnung des J-Integrals	159
	Zur Wegunabhängigkeit des J -Integrals	159
	Numerische Implementierung des J -Integrals innerhalb der Software ABAQUS	160
D	Anhang: Analytische Beschreibung der Rissöffnung nach NEWMAN	162
E	Anhang: Werkstoffbeschreibungen	163
	Beschreibungen der zyklischen Fließkurve	163
	Beschreibung der Ermüdungsrisswachstumsrate	165
	Kriechbeschreibung	166
F	Anhang: Details zur biaxialen Prüftechnik	167
	Curriculum Vitae	xi
	Eigene Veröffentlichungen und betreute Abschlussarbeiten	xii



Nomenklatur

Lateinische Kleinbuchstaben

a	Risstiefe
f_i	Vektor der Volumenkräfte
l	Länge
n	Stützziffer, Verfestigungsexponent der Ramberg-Osgood Beziehung, Normale
r	Radius
s	Deviatorische Spannungsanteile, Laufvariable
t	Zeit
t_i	Spannungsvektor
u_i	Vektor der Verschiebungen
x, y, z	Koordinaten eines kartesischen Koordinatensystems

Lateinische Großbuchstaben

A	Fläche
C^*	C^* -Integral
$C(t)$	$C(t)$ -Integral
C_t	C_t -Parameter
\mathcal{D}	Dissipative Energieanteile
E	Elastizitätsmodul
F	Globaler Kraftwert
\mathcal{G}	Energiefreisetzungsrate
J	J -Integral
K	Spannungsintensitätsfaktor
K_t	Formzahl
N	Lastwechselzahl
$N_{MC,1.5\%}$	Anrisslastwechselzahl nach Manson-Coffin bei 1.5% Lastabfall
N_x	Bezugs-Lastwechselzahl zwecks Normierung
P	Versagenswahrscheinlichkeit
$P_{\ddot{u}}$	Überlebenswahrscheinlichkeit
R	Spannungsamplitudenverhältnis (min/max)
T	Temperatur
U	Globaler Verschiebungswert
\mathcal{U}	Formänderungsenergiedichte
V	Volumen

\mathcal{W}_{ext}	Arbeit der äußeren Kräfte
\mathcal{W}_{int}	Volumenbezogene innere Energie
Y	Fließbedingung

Griechische Kleinbuchstaben

α	Elastisch-plastische Formzahl, Parameter der Ramberg-Osgood-Beziehung, Rückspannung, 'Constraint-Faktor' der NEWMAN-Beziehung
β_k	Kerbwirkzahl
χ^*	Bezogener Spannungsgradient
δ_{ij}	Kronecker-Symbol
ϵ	Dehnung
ϵ_f	Bruchdehnung
κ	Kolosov'sche Konstante
λ	Plastischer Multiplikator
μ	Schubmodul
ν	Querkontraktionszahl
ϕ	Polarwinkel
σ	Spannung
σ_w	Wechselfestigkeit
σ_Y	Fließgrenze als Parameter der Ramberg-Osgood-Beziehung
τ	Schubspannung

Griechische Großbuchstaben

Γ	Integrationskontur
Π	Elastisches Potential

Indizes & Konventionen

$ T_{ij} $	Betrag des Tensors T_{ij} , mit: $ T_{ij} = \sqrt{T_{ij} T_{ij}}$
$\Delta()$	Differenz zweier Zustände
$\dot{()}$	Zeitliche Ableitung
$\tilde{()}$	Der viskoplastischen Beschreibung zuzuordnender Materialparameter
$()^{cr}$	Plastischer Anteil, ratenabhängig (<i>creep</i>)
$()^{el}$	Elastischer Anteil bzw. elastisch berechnet
$()^{pl}$	Plastischer Anteil, ratenunabhängig
$()^{th}$	Thermischer Anteil
$()_+$	Bezogen auf die obere Rissflanke
$()_-$	Bezogen auf die untere Rissflanke
$()_A$	Bezogen auf den Zeitpunkt des 'Anrisses'
$()_{adj}$	<i>adjusted</i> , auf den zyklischen Umkehrpunkt referenzierte Größe
$()_{amp}$	Amplitude
$()_{closure}$	Bezogen auf Riss schließen
$()_{eq}$	Vergleichsgröße nach VON MISES
$()_f$	Bezogen auf den Bruchzustand
$()_i$	Bezogen auf den Zeitpunkt des Anrisses unter Angabe eines Kriteriums
$()_{ij}$	Tensorwertige Größe
$()_\infty$	Fernfeldgröße
$()_{notch}$	Bezogen auf den Kerbgrund
$()_{max}$	Maximaler Wert
$()_{melt}$	Bezogen auf den Schmelzpunkt
$()_{min}$	Minimaler Wert
$()_{nom}$	Bezogen auf den Nennquerschnitt/Kerbgrund
$()_{opening}$	Bezogen auf Rissöffnung
$()_0$	Bezogen auf einen Referenzwert

Abkürzungen

ACPD	<i>Alternating Current Potential Drop</i> , Wechselstrompotentialsonde
CC	Proben vom Typ <i>Corner Crack</i>
CS _{hole}	<i>Cruciform Specimen with central hole</i> , Kreuzprobe mit zentraler Bohrung
CT	Proben vom Typ <i>Compact Tension</i>
Cs	Proben vom Typ <i>Compact Tension</i> inkl. Seitenkerbe
DMS	Dehnungs-Messstreifen
ECG	<i>Early Crack Growth</i> , Risswachstum im Bereich 0.2 mm bis 1.0 mm Risstiefe
ECGM	<i>Early Crack Growth Motivated</i> , Mechanismus auf Basis des Risswachstums im Bereich 0.2 mm bis 1.0 mm Risstiefe
EEL	<i>Element Edge Length</i> , Elementkantenlänge
ESZ	Ebener Spannungszustand
EVZ	Ebener Verzerrungszustand
FEM	Finite Elemente Methode
HCF	<i>High Cycle Fatigue</i> , Hochzyklische Ermüdung
HRB _m	<i>Hollowed round bar, mild notched</i> , Hohlkerbprobe, mild gekerbt
HRB _s	<i>Hollowed round bar, sharp notched</i> , Hohlkerbprobe, scharf gekerbt
HRR	Elastisch-plastische Risspitzennahfeldbeschreibung
LCF	<i>Low Cycle Fatigue</i> , Niederzyklische Ermüdung
LDC	<i>Load Drop Correlation</i> , Lastabfallkorrelation
NSW	Nikbin-Smith-Webster (Modell zur Beschreibung der Kriechrisswachstumsrate als Funktion von C^*)
PICC	<i>Plasticity Induced Crack Closure</i> , Plastizitätsinduziertes Riss schließen
PID	Reglerkomponenten: Proportional-, Differenzierender-, Integrierender-Anteil
RB _m	<i>Round bar, mild notched</i> , Rundkerbprobe, mild gekerbt
RB _s	<i>Round bar, sharp notched</i> , Rundkerbprobe, scharf gekerbt
REM	Raster-Elektronen-Mikroskop
TMF	<i>Thermo-Mechanical Fatigue</i> , Thermomechanische Ermüdung
VCCT	<i>Virtual Crack Closure Technique</i> , Methode des virtuellen Riss schließen
XFEM	<i>Extended Finite Elemente Method</i> , Erweiterte Finite Elemente Methode





1 Einleitung

Die vorliegende Arbeit beschäftigt sich in erster Linie mit einer klassischen Kernaufgabenstellung eines Ingenieurs, nämlich mit der Ermittlung der Beanspruchungssituation und der Abschätzung der resultierenden Lebensdauer von mechanischen Komponenten. Diese Aufgabenstellungen sind fundamental und deren Lösung essentiell, so dass in den vergangenen Jahrzehnten zahlreiche Richtlinien, Regelwerke und Normen entwickelt wurden, um die sukzessiv gewonnenen Erkenntnisse methodologisch aufzubereiten und anwendbar zu gestalten.

Besteht die Überlegung, solche etablierten Ansätze weiterzuentwickeln, entsteht gleichzeitig die Frage nach dem aktuellen Bedarf und damit der erforderlichen und nachgefragten Zielrichtung. Dieser Bedarf wird auf Basis marktwirtschaftlicher Zwänge in erster Linie von ökonomischen aber auch ökologischen Gesichtspunkten diktiert. Ökonomisch und ökologisch lässt sich in diesem Zusammenhang übersetzen mit der Anforderung einer möglichst effizienten Ausnutzung des verbauten Werkstoffes. Dadurch werden zum einen der Materialeinsatz und damit die Werkstoffkosten möglichst gering gehalten und zum anderen ressourcenschonend agiert. Ein effizienter Werkstoffeinsatz erfordert in der Konsequenz eine möglichst präzise Kenntnis des Werkstoffverhaltens bzw. des Werkstoffversagens. Genau damit ist die aktuelle Wende im Denken der Ingenieurgemeinschaft beschrieben.

Galt es bisher möglichst sichere, schnelle, einfach handhabbare und damit auf analytischem Wege lös-
bare Problembeschreibungen zu entwickeln, so ging dies zumeist mit einem Verlust an Präzision sprich mit entsprechenden Konservativitäten im Ergebnis einher. Die Belastung und Lebensdauer ist zwar so ermittel- und bewertbar, jedoch meist auf verschiedene Arten und Weisen konservativ und die Werkstoffausnutzung gerade nicht optimal. Im Gegensatz dazu gilt es heute eine ebenso sichere, aber gleichzeitig auch präzise Problembeschreibung zu entwickeln, die selbstverständlich ebenfalls Konservativitäten enthalten muss, welche sich aber nicht mehr zwangsläufig aus der Einfachheit des gewählten Ansatzes ergeben. Dies kann beispielsweise durch den Einsatz komplexerer Modellbeschreibungen gelingen, die in Zeiten der zahlreich zur Verfügung stehenden Berechnungsprogramme, beispielsweise basierend auf der Finiten Elemente Methode, für nahezu jeden Ingenieur bedienbar und auch mit vertretbaren Rechenzeiten durchführbar sind.

Zusammenfassend ist aus Sicht des Autors also heutzutage die Herausforderung, solch komplexere Werkzeuge und Werkstoffbeschreibungen mit ausreichender Schnelligkeit, robust, reproduzierbar und einfach handhabbar einzusetzen, um die Präzision in der Beschreibung zu erhöhen und damit eine effizientere Werkstoffausnutzung zu erreichen. Die vorliegende Arbeit leistet genau dazu einen Beitrag, indem ein aktuelles Defizit bei der Beschreibung von Bauteilkerbbeanspruchungen und deren Lebensdauer unter einer überlagerten niederzyklischen Ermüdungs- und Kriechbelastung analysiert und durch den Einsatz moderner numerisch gestützter Bewertungsansätze dieses quantifiziert und signifikant reduziert wird.

Dazu wird im folgenden Kapitel 2 zunächst eine Übersicht über die Problemstellung und die aktuellen Defizite bei klassischerweise eingesetzten Werkzeugen und Methoden gegeben, sowie das Ziel der vorliegenden Arbeit formuliert. Im sich anschließenden Kapitel 3 erfolgt eine detaillierte Zusammenstellung der theoretischen Grundlagen sowie des aktuellen Forschungsstandes, um letztendlich vielversprechende Werkzeuge und Formulierungen zu identifizieren, welche zur Entwicklung eines Lösungsweges notwendig sind. Zur Quantifizierung der Lebensdauer gekerbter Strukturen unter einer überlagerten

niederzyklischen Ermüdungs- und Kriechbelastung gibt Kapitel 4 einen Überblick über das entwickelte und durchgeführte Versuchsprogramm sowie die daraus ableitbaren maßgeblichen Ergebnisse und Erkenntnisse. Kapitel 5 beschreibt die Verknüpfung der in Kapitel 3 vorgestellten theoretischen Ansätze und der in Kapitel 4 dargelegten experimentellen Resultate zu einem rechnerischen Gesamtkonzept. Vor dem Hintergrund diverser, aus Sicht des Autors relevanter Randbedingungen, werden im folgenden Kapitel 6 detailliert die erforderlichen Konzeptbausteine eines neuartigen FEM-basierten Bruchmechanikansatzes entwickelt. In Kapitel 7 folgt schließlich die Gegenüberstellung der rechnerisch erzielten Ergebnisse mit den experimentellen Resultaten und somit die Validierung der formulierten konzeptionellen Beschreibung. Kapitel 8 dient der Zusammenfassung und abschließenden Diskussion, so dass in Kapitel 9 schließlich ein Ausblick gegeben wird, welcher die aus Sicht des Autors notwendigen und zu empfehlenden weiteren Schritte und Entwicklungsrichtungen skizziert.

2 Problemstellung und Ziel

In den folgenden Unterkapiteln wird die grundsätzliche Ausgangssituation sowie das sich daraus ergebende Forschungsziel detailliert beschrieben. Zunächst erfolgt eine Darstellung der Grundlagen, um die Themenstellung nachvollziehen zu können. Erläuterungen zu aktuellen und existierenden Bewertungsmethoden schließen sich an, um schlussendlich auf den aktuellen Forschungsbedarf sowie auf das Ziel der vorliegenden Arbeit hinzuweisen.

2.1 Einführung in die Themenstellung

Um den sicheren Betrieb von mechanischen Komponenten geeignet beurteilen zu können, ist im allgemeinen Sinne ein Vergleich zwischen Beanspruchung und Beanspruchbarkeit zu ziehen.

Die Beanspruchbarkeit lässt sich meist direkt aus experimentellen materialabhängigen Daten ermitteln. Im Falle einer niederzyklischen Ermüdungsbeanspruchung werden beispielsweise standardisierte Versuche bei einer definierten Wechselbeanspruchung bis zu einem sich ausbildenden Anriss auf verschiedenen Lastniveaus durchgeführt. Als Ergebnis steht dem Anwender ein Anrisschaubild zur Verfügung, aus dem er die ertragbare Lastwechselzahl als Funktion der Beanspruchung bestimmen kann, um so die Beanspruchbarkeit der zu betrachtenden Komponente einschätzen zu können.

Die Beanspruchung hingegen stellt ein direktes Bauteilresultat dar und ergibt sich beispielsweise aus der Kombination der Geometrie, der thermischen und mechanischen Randbedingungen sowie aus dem Verhalten des eingesetzten Werkstoffs. Während früher ein enormer Abstrahierungsaufwand von Nöten war, um solch komplexe Zusammenhänge und Wechselwirkungen auf möglichst einfache, analytische und gleichzeitig konservative Beanspruchungsabschätzungen herunter zu brechen, kommen heutzutage standardmäßig numerische Berechnungsverfahren zum Einsatz. Diese erlauben eine deutlich exaktere Beschreibung der Realsituation und führen in der Konsequenz zu einem insgesamt präziseren Beanspruchungsergebnis und ebenso zu einer deutlich besseren Ortsauflösung der Resultate. Waren früher konzeptionelle Überlegungen notwendig, um beispielsweise der Situation in gekerbten Querschnitten gerecht zu werden, zu nennen wären hier das Nennspannungs- [1, 2] oder Strukturspannungskonzept [3], so können heute mit hoher Genauigkeit Beanspruchungskennwerte sowohl für den lokal begrenzten Kerbgrundbereich als auch für das Ligament als Funktion des Abstandes zum Kerbgrund ermittelt werden. Um solch lokale Größen für Aussagen der zu erwartenden Lebensdauer geeignet rückführen zu können, wird vielfach das etablierte örtliche Konzept angewendet (vgl. [4–7]).

Abbildung 2.1.1 illustriert diese generelle Standardvorgehensweise. Unabhängig vom direkten Anwendungsgebiet, wie beispielsweise einer Untersuchung auf Dauerfestigkeit (HCF), einer Untersuchung des Rissfortschrittsverhaltens, einer Untersuchung hinsichtlich der Zeitstandfestigkeit oder einer Untersuchung der Lebensdauer im Bereich der Zeit- und Betriebsfestigkeit (LCF) unter Anwendung des örtlichen Konzepts: Stets steht man unter anderem vor der Herausforderung der Rückführung des zumeist veränderlich mehrachsigen und spannungsgradientbehafteten Kerbbeanspruchungszustandes eines Bauteils auf einen deutlich weniger komplexen Membranspannungszustand von glatten Proben, welche standardmäßig zur Quantifizierung der Beanspruchbarkeit eingesetzt werden.

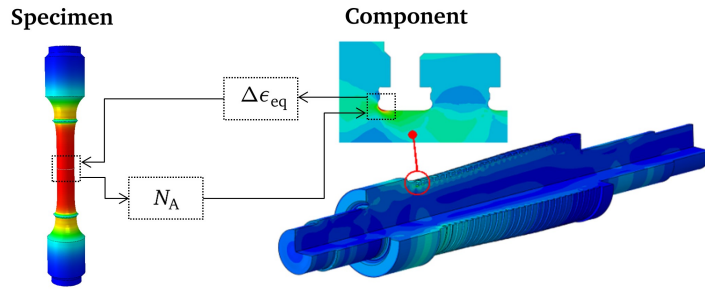


Abbildung 2.1.1: Standardvorgehen zur Bestimmung der Anrisslastwechselzahl im Bereich einer maßgeblich LCF-beanspruchten Bauteilkorbstelle unter Anwendung des örtlichen Konzepts. Die rechte Seite zeigt die Verteilung der Vergleichsspannung während eines Anfahrvorgangs eines Dampfturbinen Hochdruckrotors der Firma Alstom (heute General Electric Germany). Im Detailausschnitt ist eine T-Fußaufnahme dargestellt.

Neben der Anwendung entsprechender Vergleichshypothesen, welche die Rückführung eines beliebig mehrachsigen Spannungszustandes auf einen einachsigen zur Aufgabe haben, spielt der unterschiedliche Spannungsgradient in der Bewertung der Anrisslebensdauer eine ebenso entscheidende Rolle. In Abbildung 2.1.2 sind beispielhaft zwei Spannungstiefenverläufe, einmal für eine homogen beanspruchte Probe und ein kerbbehaftetes Bauteil jeweils ausgehend von der Oberfläche bei gleicher örtlicher Vergleichsspannung σ_{eq} dargestellt.

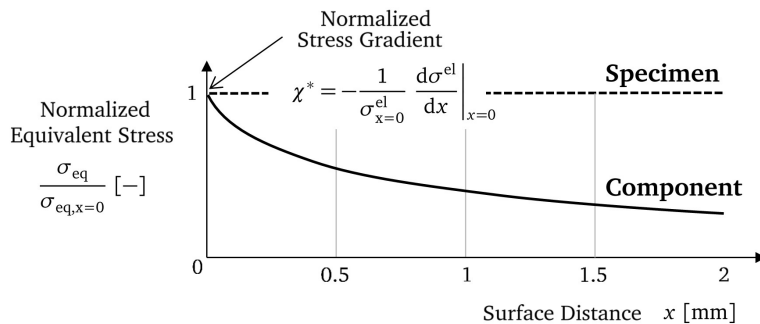


Abbildung 2.1.2: Vergleich der sich einstellenden Spannungstiefenverläufe bei örtlich gleicher Beanspruchung und Definition des bezogenen Spannungsgradienten

Bei Betrachtung der in Abbildung 2.1.2 skizzierten Situation ist offensichtlich, dass die kerbbehaftete Komponente einen „Vorteil“ gegenüber der glatten Probe hat, weist sie doch für alle Oberflächenabstände > 0 mm einen niedrigeren Beanspruchungszustand auf. Eine Anwendung des örtlichen Konzeptes, welches ohne Berücksichtigung weiterer Korrektur- und Einflussfaktoren für beide Fälle eine identische Anrisslastwechselzahl voraussagen würde, produziert vor dem Hintergrund dieser spezifischen Betrachtungsweise eine konservative Vorhersage. Die hiermit eingeführte sogenannte spannungsmechanische Stützwirkung führt also im Allgemeinen zu begründbar längeren Lebensdauern und birgt unter Umständen ein Potential, um, bei entsprechender Berücksichtigung innerhalb des Auslegungs- oder Lebensdauerbewertungsprozesses, zu präziseren und weniger konservativen Aussagen und Ergebnissen zu gelangen - mit all den verbundenen positiven wirtschaftlichen und ökologischen Konsequenzen.

Trotz dieser Kenntnis ist die Berücksichtigung der Stützwirkung für den im Rahmen dieser Arbeit diskutierten Anwendungsbereich der niederzyklischen Kriechermüdigungsbeanspruchung aus verschiedenen Gründen noch nicht etabliert. Das folgende Unterkapitel erläutert, aufbauend auf erfolgreich umgesetz-

ten und verfügbaren Ansätzen, entsprechende Hintergründe und Notwendigkeiten von Weiterentwicklungen.

2.2 Existierende Methoden der Beschreibung des Einflusses eines Spannungsgradienten

Neben ersten frühen Gedanken von THUM (vgl. [8]) legten SIEBEL und STIELER in [9] wohl den Grundstein zur Berücksichtigung der Stützwirkung im Rahmen der Bauteilauslegung. Auf Basis von Versuchen an gekerbten Proben wurde untersucht, inwieweit der bezogene Spannungsgradient die Dauerfestigkeit beeinflusst. Selbstverständlich haben Kerben im Allgemeinen einen lebensdauerverkürzenden Einfluss, welcher sich bis dahin durch die Berücksichtigung der Formzahl als Maß der Spannungsüberhöhung beschreiben ließ. Die Formzahl ist definiert als Quotient aus elastisch berechneter Kerbgrundspannung $\sigma_{\text{notch}}^{\text{el}}$ und elastisch berechneter, auf den Kerbgrundquerschnitt bezogener Nennspannung $\sigma_{\text{nom}}^{\text{el}}$. Auf Basis der Arbeiten von SIEBEL und STIELER wurde zusätzlich zur Formzahl die Kerbwirkzahl β_k eingeführt, um einen lebensdauerbegünstigenden Einfluss einer Kerbe mit Hilfe einer Stützziffer n_{χ^*} darzustellen:

$$\beta_k = \frac{\sigma_{\text{notch}}^{\text{el}}}{\sigma_{\text{nom}}^{\text{el}}} \frac{1}{n_{\chi^*}} \quad (2.2.1)$$

Diese sogenannte spannungsmechanische Stützziffer wurde und wird auch heute noch anhand von Versuchen bestimmt und ist im Allgemeinen für eine Werkstoffsorte bzw. eine Zugfestigkeit eine alleinige Funktion des bezogenen Spannungsgradienten χ^* (vgl. Abbildung 2.1.2). Die Ergebnisse dieser Arbeiten wurden in die VDI-Richtlinie 2226 [10] aufgenommen und gingen später in die heutzutage vielfach angewendete FKM-Richtlinie [11] ein. Abbildung 2.2.1 zeigt exemplarisch einen Auszug solch aufbereiteter Ergebnisse in Form von Anwenderdiagrammen.

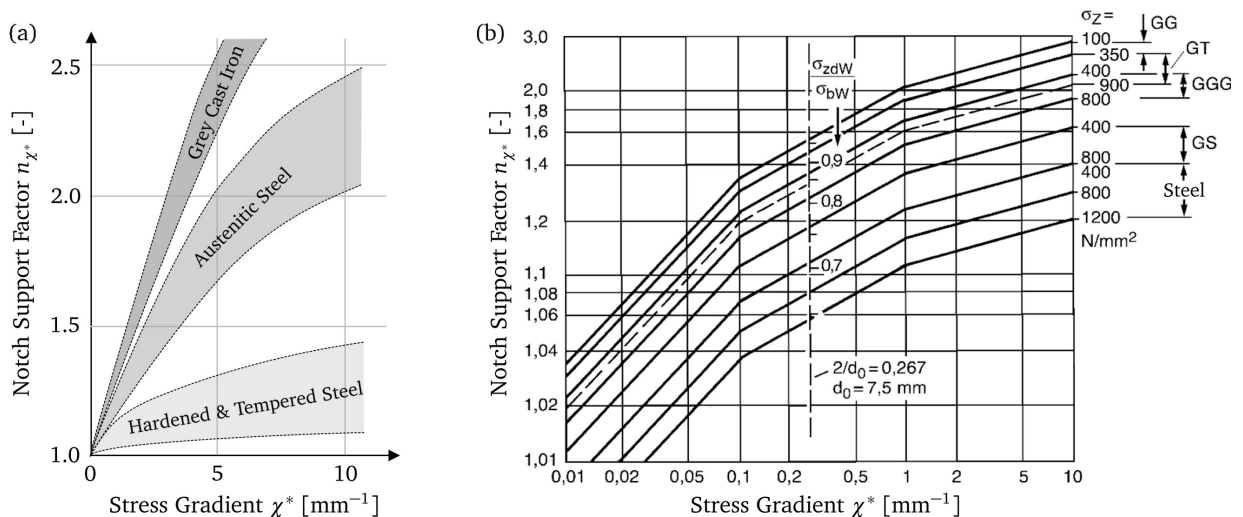


Abbildung 2.2.1: Stützziffer als Funktion des bezogenen Spannungsgradienten für verschiedene Werkstoffe;
 (a) Auszüge der Ergebnisse aus [9] (Nachzeichnung)
 (b) Diagramm aus [11] (Nachzeichnung entnommen aus [12])

Neben dieser klassischen Vorgehensweise ist in der Version [11] der FKM-Richtlinie bereits, einem Vorschlag von [13], [14] und [15] folgend, eine weitere Methode aufgeführt, um die vorgestellte spannungsmechanische Stützziffer statt in Form von Anwenderdiagrammen im Rahmen einer Berechnungs-

vorschrift abzubilden. Hierbei erfolgt eine Aufteilung dieser Stützziffer zur Berücksichtigung verschiedener, separierbarer Effekte. Dieser Art der Betrachtung folgend setzt sich die Gesamt-Stützziffer aus folgenden Anteilen zusammen:

- Statistischer Stützziffer-Anteil
- Verformungsmechanischer Stützziffer-Anteil
- Bruchmechanischer Stützziffer-Anteil

Die statistisch begründete Stützwirkung berücksichtigt Unterschiede im Flächen bzw. Volumenanteil bezüglich der maximalen Beanspruchung und führt dies auf eine unterschiedliche Wahrscheinlichkeit von involvierten Fehlstellen zurück. Da es sich hier ebenso um ein Übertragbarkeitsproblem „Probe - Bauteil“ handelt, spricht man auch vom statistischen Größeneinfluss. Eine Übersicht des aktuellen Standes der Anwendung ist beispielsweise in [16] zu finden. Der verformungsmechanische Anteil ist auch als Makro-Stützwirkung bekannt und wurde seinerzeit von NEUBER in [17] diskutiert und abgeschätzt. Hier steht das elastische Fundament der Kerbformzahl zur Debatte, so dass das elastisch-plastische Materialverhalten in Form einer verformungsmechanischen Stützziffer Berücksichtigung finden kann. Der bruchmechanische Anteil ist für diese Arbeit von zentraler Bedeutung und wird im Folgenden etwas ausführlicher erläutert.

Die Grundidee für die bruchmechanische Stützziffer formulierte VORMWALD in [18]. Den Unterschied in der Anrisslebensdauer gekerbter Proben unter einer vergleichbaren örtlichen Ermüdungsbeanspruchung führte er auf ein unterschiedliches Risswachstumsverhalten zurück. Aufgrund des Spannungsgradienten ist die Ausbreitungsgeschwindigkeit kurzer Risse der örtlich gleich beanspruchten gekerbten Variante im Vergleich zur glatten Probe geringer (vgl. Abbildung 2.1.2). Die Lastwechselzahl bis zum Erreichen eines technischen Anrisses ist demzufolge für den gekerbten Fall eine größere, woraus sich eine bruchmechanisch begründete Stützwirkung ableiten lässt. Im Fall der in [18] durchgeführten Arbeiten wurde eine technische Anrisstiefe von 0.25 mm vergleichend zugrunde gelegt, welche sich auf Basis von Fotografien der Kerboberfläche, Vermessung der Oberflächen-Risslänge und der Annahme eines halbkreisförmigen Anrisses ableiten ließ. Etwas abweichend von dieser Betrachtung für den ermüdungsrelevanten Beanspruchungs- und Lastwechselzahlbereich erfolgt die in [11] beschriebene Vorgehensweise zur Bestimmung der bruchmechanischen Stützziffer auf Basis von Überlegungen zur Ausbreitungsfähigkeit kurzer Risse für halbelliptische Oberflächenfehler. Letztendlich wurde auf Basis von Schwellwertbetrachtungen und zugehörigen Risswiderstandskurven eine Formulierung entwickelt, welche die Berechnung der bruchmechanischen Stützziffer für den Dauer- und Zeitfestigkeitsbereich ermöglicht (vgl. [13, 19, 20]). Ohne weiteres ist jedoch nicht ersichtlich, inwieweit die Begründung in [18], welche auf Basis ermüdungsrelevanter dominant elastisch-plastischer Kerb- und Risspitzenfelder erfolgte, sich mit der Umsetzung in [11], welche im Wesentlichen orientiert an Fragestellungen der Dauerfestigkeit und ausschließlich auf Basis dominant linear-elastischer Risspitzenfelder umgesetzt ist, im Einklang befindet.

2.3 Aktuelle Defizite und Forschungsbedarf

Die folgenden Ausführungen betrachten zunächst ausschließlich den bruchmechanisch begründeten Anteil der Stützwirkung als Teil eines spannungsmechanischen Größeneinflusses. Weitere Details zu den ebenfalls existierenden Übertragbarkeitsproblematiken und deren Beschreibung sind Gegenstand von Kapitel 3.

Wie im vorherigen Unterkapitel dargestellt, erfuhr das Thema Stützwirkung und deren Berücksichtigung im Rahmen von Bewertungsrichtlinien seit vielen Jahren Aufmerksamkeit, so dass heutzutage entsprechende Regeln und Richtlinien in abgesicherter Form existieren. In den folgenden Unterkapiteln sind einige Aspekte genannt und erläutert, welche die Grenzen der Anwendbarkeit aufzeigen und so Raum für Weiterentwicklungen darstellen und entsprechende Forschungsaktivitäten begründen und notwendig machen.

Aktuell unklar ist, wie die in der FKM-Richtlinie [11] definierten Stützzifferansätze auf zur Bewertung von LCF-Beanspruchungen typischerweise verwendete Dehnungswöhlerlinien übertragen werden können. Mit Hilfe der Stützziffer kann zum einen eine Erhöhung der Dauerfestigkeit berechnet werden. Die Empfehlung der Richtlinie sieht vor, die stützzifferbasierte Zeitfestigkeitsbeschreibung der spannungsbasierten Wöhlerlinie durch entsprechende Parallelverschiebung unter Beibehaltung der Steigung zu konstruieren. Hinweise zum Umgang mit an individuelle Werkstoffe angepassten Dehnungswöhlerlinien sind nicht aufgeführt. Dem Autor ist lediglich eine Empfehlung im Rahmen von Unterlagen zu einer Fortbildungsveranstaltung bekannt [21], welche besagt, die Dehnungswöhlerlinienbeschreibung in eine schädigungsparameterbasierte Beschreibung zu überführen und die Parallelverschiebung dort entsprechend durchzuführen. Eine abgesicherte Beschreibung der Stützwirkung für den klassischen LCF-Bereich ist daher aktuell nicht vorhanden.

Soll die Stützwirkung im Rahmen eines unter LCF-Beanspruchung stehenden Bauteildesigns mitberücksichtigt werden, so sind daher zumeist kostenintensive bauteilnahe Versuche erforderlich. Die Ergebnisse sind allerdings nicht allgemeingültig und auf spezifische, lokale Stellen eines einzelnen Bauteils in Kombination mit dem eingesetzten Werkstoff beschränkt.

Eine bruchmechanische Begründung der Stützwirkung durch ein unterschiedlich schnelles Anrissverhalten bis zum Erreichen technisch relevanter Risstiefen, in Anlehnung an [18], scheint plausibel und würde Potential für eine praktische Umsetzung im Sinne eines verallgemeinerten Konzeptes bieten. Die in [11] erfolgte Umsetzung ist im Rahmen ihrer Herleitung jedoch wie bereits erwähnt auf niedrige Belastungen bzw. dominant elastische Rissspitzenfelder beschränkt. Die in [18] entwickelte analytische Beschreibung bezüglich des Umgangs mit Rissen in dominant elastisch-plastischen Spannungsfeldern (sogenannte mechanisch kurze Risse) bieten aus Sicht des Autors großes Potential für eine allgemeingültige Beschreibung, welche aktuell jedoch noch nicht zur Verfügung steht.

Insbesondere bei für den LCF-Bereich typischen hohen Beanspruchungen ist davon auszugehen, dass das Anrisskriterium bzw. die angesetzte technische Risstiefe eine entscheidende Rolle spielt. Wohingegen in [18] erste Ergebnisse mit einer Anrisstiefe von 0.25 mm erzielt werden konnten, ist beispielsweise aus den Arbeiten [22–25] ersichtlich, dass das gewählte Anrisskriterium einen signifikanten Einfluss auf die Stützziffer zu haben scheint. Eine Erweiterung des Ansatzes in [18] vor dem Hintergrund variabler Anrisskriterien im Bereich zwischen 0.5 mm und 1.5 mm wäre demnach anzustreben.

Ebenso ist beispielsweise bei der Betrachtung rotationssymmetrisch gekerbter Bauteile das in [18] und [11] hinterlegte Modell einer halbelliptischen Rissform zu hinterfragen und entsprechend auf Umfangsrisse und weitere Rissformen unter verschiedenen Fernfeldbeanspruchungen zu erweitern.

Eine weitere zentrale Einschränkung der etablierten Ansätze betrifft den Umgang mit überlagerten Kriecheffekten und die generelle Übertragbarkeit auf Bauteile, welche einer Hochtemperaturbeanspruchung ausgesetzt sind. Viskoplastische Effekte führen nachweisbar zu einer Absenkung der ertragbaren Lastspielzahl unter einer kombinierten Kriech- und Ermüdungsbeanspruchung. Im einfachsten Fall kann dies durch Versuche mit entsprechenden Haltezeiten oder Versuche mit langsamen Dehnraten experi-

mentell erfasst werden. Wie unter einer solchen, für viele Anwendungsfälle relevanten zusammengesetzten Beanspruchung eine Stützziffer quantitativ abzuschätzen und zu berücksichtigen ist, ist aktuell unklar. Erste stichpunktartige Untersuchungen hierzu sind beispielsweise in [22, 23, 26, 27] aufgeführt. Eine systematische Untersuchung sowie eine Ableitung einer allgemeingültigen Bewertungs- und Berechnungsvorschrift erfolgte bisher nicht.

Ebenso kommt immer dann, wenn Fließvorgänge dominant stattfinden, der Frage des Einflusses der Mehrachsigkeit eine maßgebliche Rolle zu. Aufgrund der Reduktion von möglichen Fließrichtungen bei Vorhandensein von mehrachsigen Belastungszuständen ist das Verformungsvermögen eingeschränkt, so dass die Bewertung inelastischer Beanspruchungen unter Berücksichtigung dieser Gesichtspunkte geschehen muss. Inwieweit die Mehrachsigkeit unter den erläuterten Gegebenheiten die Stützwirkung beeinflusst, ist ebenfalls nicht systematisch untersucht.

Im Einzelnen können folgende offene Punkte zusammengefasst werden, welche im Rahmen dieser Arbeit zur Beschreibung eines bruchmechanischen Stützziffer-Anteils zu adressieren sind:

- Übertragbarkeit auf dehnungsbasierte Anrisskennlinienbeschreibungen
- Umgang mit dominant elastisch-plastischen Rissspitzenfeldern
- Einfluss des technischen Anrisskriteriums bzw. der definierten Anrisstiefe
- Umgang mit Umfangsrissen bzw. Rissformen abweichend zu halbelliptischen Oberflächenfehlern
- Einfluss von überlagerten Kriechbeanspruchungen und verknüpften viskoplastischen Vorgängen
- Einfluss der Mehrachsigkeit

2.4 Das Ziel

Im Rahmen dieser Arbeit werden, den vorangestellten Ausführungen folgend, kerbschärfebedingte Lastwechselzahlunterschiede zunächst ausschließlich anhand eines unterschiedlich schnellen Rissausbreitungsverhaltens bis zum Erreichen technischer Risstiefen begründet. Auf Basis der Ausführungen in Kapitel 2.3 und der Beschreibung des Forschungsbedarfs hinsichtlich der Stützwirkung, konnte ebenfalls eine Vielzahl an Parametern identifiziert werden, welche unter einer kombinierten Kriechermüdingsbeanspruchung potentiell zu berücksichtigen sind. Auch vor diesem Hintergrund ist klar, dass eine experimentelle Herangehensweise der Beschreibung einen derart umfangreichen Versuchsplan ergeben würde, dass eine wirtschaftliche Abwicklung nicht möglich wäre. Ebenso ist aufgrund der Vielzahl an Parametern eine Rückführung auf einen einparametrischen Bewertungsansatz, wie er generell aus Anwendersicht angestrebt wird, prinzipiell ausgeschlossen.

Gelänge es, mit Hilfe von Methoden der Bruchmechanik die Rissausbreitungsgeschwindigkeit mechanisch kurzer Risse in Spannungsgradientenfeldern unter Kriechermüdingsbeanspruchung in einer verallgemeinerten Form zu quantifizieren, wäre prinzipiell eine Vorausberechnung der bruchmechanisch begründeten Stützziffer für verschiedenste Parameterkombinationen möglich.

Die Entwicklung eines solchen Konzeptes zusammen mit zu beachtenden entwicklungstechnischen Randbedingungen, wie: möglichst geringe Einschränkungen der Gültigkeit, möglichst keine Verletzung grundlegender, physikalisch basierter Gültigkeitsgrenzen, stellt demnach das Hauptziel dieser Arbeit dar. Dazu ist ebenso ein geeignetes Versuchsprogramm zu entwickeln und durchzuführen, um zum einen die diskutierten und identifizierten Einflüsse hinsichtlich der bruchmechanischen Stützwirkung zu bestätigen

und deren Signifikanz zu quantifizieren, sowie zum anderen die Vorhersagegüte des zu entwickelnden theoretischen Modellkonzeptes zu überprüfen.

In Abbildung 2.4.1 sind die niedergeschriebenen Gedanken noch einmal graphisch illustriert zusammengefasst.

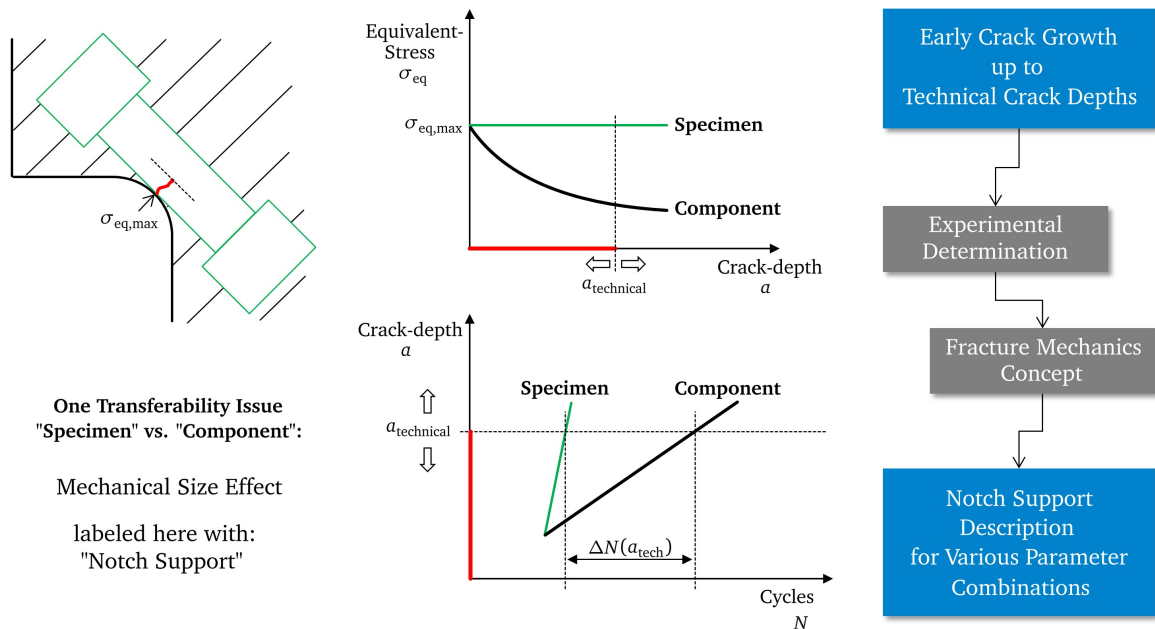


Abbildung 2.4.1: Übersichtsgrafik zur Beschreibung der in dieser Arbeit behandelten bruchmechanischen Stützwirkung sowie des angestrebten Forschungsziels.

„ Die vorliegende Arbeit verfolgt das Ziel, ein möglichst einschränkungsfreies, physikalisch nicht-angreifbares bruchmechanisch basiertes Modellkonzept zur Beschreibung des Einflusses eines Spannungsgradienten auf die Lastwechselzahl bis zum Erreichen definierter technischer Riss-tiefen unter niederzyklischer Kriechermüdungsbeanspruchung zu entwickeln und zu validieren.“

3 Stand des Wissens

In den folgenden Unterkapiteln erfolgt zunächst eine Übersicht über Ansätze zur Behandlung genereller Fragestellungen hinsichtlich der Übertragbarkeit „Probe vs. Bauteil“, bevor ausführlich auf den Stand der Technik bezüglich der Stützwirkung unter einer in dieser Arbeit betrachteten Kriechermüdungsbelastung eingegangen wird. Unterkapitel zur Beschreibung des Werkstoffverhaltens unter einer zyklischen Hochtemperaturbeanspruchung folgen, so dass zuletzt ausführlich Thematiken der Rissbeschreibung unter verschiedenen für diese Arbeit relevanten Aspekten diskutiert werden.

In den folgenden Abschnitten schließt sich an die Darstellung des Stands der Technik an verschiedenen Stellen ein eingerückter und in Kursiv gehaltener Absatz an:

„ Innerhalb eines solchen Absatzes wird das zuvor Beschriebene noch einmal im Kontext der Zielstellung dieser Arbeit betrachtet, auf relevante Einschränkungen hingewiesen oder auf Basis der Meinung des Autos kommentiert. “

3.1 Zum Problem der Übertragbarkeit: Probe vs. Bauteil

Eine Form der Aufteilung der klassischen Fragestellungen, welche bei der Übertragung von probenbasierten Werkstoffkennwerten auf Bauteile potentiell auftreten können, führte Kloos in [28] ein. Dieser Arbeit folgend lassen sich vier Gruppen von Größeneinflussmechanismen unterteilen:

- Technologischer Größeneinfluss
- Oberflächentechnischer Größeneinfluss
- Spannungsmechanischer Größeneinfluss
- Statistischer Größeneinfluss

Diese Einordnung ist als Orientierungshilfe zu verstehen und soll eine gewisse Separierung unterschiedlicher Effekte ermöglichen. Wie bereits erläutert, ist beispielsweise in [13] und [11] der statistische Größeneinfluss als Teil des spannungsmechanischen Größeneinflusses verstanden. Gleichsam gibt es Überschneidungen der Effekte des technologischen und oberflächentechnischen Größeneinflusses. Im Allgemeinen sind unter dem technologischen Größeneinfluss alle Aspekte zusammengefasst, welche das Thema „Herstellung“ betreffen. Hier spielen Gussproblematiken beim Abguss großer Bauteile im Vergleich zu kleineren Probenprüfkörpern genauso eine Rolle wie Fragen des Einflusses des Entnahmeortes sowie der Wärmebehandlung beispielsweise der Durchvergütbarkeit. Der oberflächentechnische Größeneinfluss fasst Aspekte potentieller Oberflächenunterschiede, beispielsweise aufgrund unterschiedlicher Bearbeitungszustände oder Rauheiten zusammen. Ebenso können Einflüsse unterschiedlicher Behandlungszustände der Oberflächen, wie Randschichthärten oder Kugelstrahlen bzw. entsprechend in diesem Zusammenhang möglicherweise eingeschränkte Zugänglichkeiten als oberflächentechnische Größeneinflüsse verstanden werden.

Es folgen weitere, detailliertere Ausführungen zu spannungsmechanischen Größeneinflüssen, da diese für die in dieser Arbeit betrachtete Kerbproblematik eine zentrale Rolle spielen. Details zum statistischen Größeneinfluss sind dem Anhang A zu entnehmen. Eine Auswertung des statistischen Größeneinflusses ist im Rahmen dieser Arbeit nicht weiter verfolgt.

3.1.1 Mikro- und Makrostützwirkung als spannungsmechanischer Größeneinfluss

Neben dem im Anhang A dargestellten statistischen Größeneinfluss sind weitere Formen spannungsmechanischer Stützwirkung, also eines Übertragbarkeitsproblems, welches sich aufgrund eines im Vergleich zum ungekerbten Fall inhomogenen Spannungszustandes ergibt, bekannt. Wesentlich ist einmal mehr der folgende Mechanismus. Im Allgemeinen führt eine Kerbe zu einer Spannungsüberhöhung, welche elastizitätstheoretisch mit der Formzahl K_t , hier beispielhaft für eine rotationssymmetrische Probe mit dem Radius R , beschrieben werden kann:

$$K_t = \frac{\sigma_{r=R}^{\text{el}}}{\sigma_{\text{nom}}^{\text{el}}}, \quad \text{mit:} \quad \sigma_{\text{nom}}^{\text{el}} = \frac{2}{R^2} \int_0^R r \sigma^{\text{el}}(r) dr. \quad (3.1.1)$$

$\sigma_{r=R}^{\text{el}}$ bezeichnet die elastisch berechnete Maximalspannung im Kerbgrund und $\sigma_{\text{nom}}^{\text{el}}$ die fiktiv elastisch ermittelte Nennspannung im Ligament. Eine Kerbe führt demnach generell zu einer lebensdauermindernden Spannungsüberhöhung. Im Allgemeinen findet jedoch die Lebensdauerminderung nicht in dem Maße statt, wie die mit der Formzahl K_t bestimmte Spannungsüberhöhung suggeriert. Statt der Kerbformzahl kann daher oftmals die bereits eingeführte Kerbwirkzahl Anwendung finden (vgl. Gleichung 2.2.1), welche neben der lebensdauermindernden Spannungsüberhöhung lebensdauerbegünstigende Effekte einer Kerbe mit Hilfe einer Stützziffer erfasst. Zusätzlich zur im Anhang A definierten statistischen Stützziffer n_{st} , können zwei weitere Argumentationen angeführt werden, die die Verwendung der Kerbwirkzahl statt der Formzahl rechtfertigen.

Die für den Zeit- und Kurzzeitfestigkeitsbereich im Wesentlichen relevante Makrostützwirkung berücksichtigt neben der rein elastisch definierten Formzahl K_t elastisch-plastische Umlagerungseffekte. Nach NEUBER [17] können diese Umlagerungen, welche zu einem Abbau der lokalen Spannungen und einem Anstieg der lokalen Dehnungen führen, mit Hilfe zweier weiterer elastisch-plastischer Formzahlen ausgedrückt werden:

$$\alpha_\sigma = \frac{\sigma_{r=R}^{\text{elpl}}}{\sigma_{\text{nom}}^{\text{el}}}, \quad \alpha_\epsilon = \frac{\epsilon_{r=R}^{\text{elpl}} \cdot E}{\sigma_{\text{nom}}^{\text{el}}}, \quad (3.1.2)$$

mit E als dem Elastizitätsmodul. Wie bereits erwähnt, gilt für überelastische Beanspruchungen im Allgemeinen:

$$\sigma_{r=R}^{\text{elpl}} < \sigma_{r=R}^{\text{el}}, \quad \epsilon_{r=R}^{\text{elpl}} > \epsilon_{r=R}^{\text{el}}. \quad (3.1.3)$$

Die beiden elastisch-plastischen Formzahlen stehen nach NEUBER [17] mit der linear elastisch berechneten wie folgt in Beziehung:

$$\alpha_\sigma \alpha_\epsilon = K_t^2. \quad (3.1.4)$$

Je nachdem in welcher Darstellungsform das Anrisschaubild aufgebaut wird, ergibt sich durch die Berücksichtigung der Makrostützwirkung demnach eine Verzerrung der Anrisskennlinienbeschreibung im Bereich der Zeit- und Kurzzeitfestigkeit hinzu höheren Schwingenspielzahlen.

„Durch Anwendung der Finite Elemente Methode, welche heutzutage ebenfalls die Durchführung elastisch-plastischer Berechnungen auf einfachste Art und Weise ermöglicht, entfällt die Notwendigkeit der Berücksichtigung von Makrostützwirkung oftmals, da statt mit Nennspannung und Formzahlen mit örtlichen elastisch-plastischen Beanspruchungen gerechnet werden kann, welche den Effekt der plastischen Umlagerung daher schon inhärent enthalten. Diese Form der Stützwirkung ist dennoch standardmäßig in einschlägigen Regelwerken aufgeführt (vgl. [11]).“

Während der Makro-Stützwirkungsansatz das unterstellte linear elastische Materialverhalten auf ein reales elastisch-plastisches erweitert, erweitert der Ansatz der Mikro-Stützwirkung ein homogenes, im Sinne der Kontinuumsmechanik verschmiertes isotropes Materialverhalten auf ein real mikrostrukturell beeinflusstes Verhalten. Ebenfalls nach NEUBER (vgl. [17]) ist anstelle des Höchstwertes der Beanspruchung direkt im Kerbgrund ein auf eine charakteristische Mikrostrukturlänge integral gemittelter Wert anzusetzen. Diese sogenannte Ersatzstrukturlänge kann verschieden definiert und begründet werden, um die experimentell beobachtete Stützwirkung zu erklären. Ein solcher Ansatz, welcher auch als Spannungsmittelungsansatz bezeichnet wird, soll in dieser Arbeit nicht weiter verfolgt werden. Vielmehr wird im folgenden Kapitel der Fokus auf den sogenannten Spannungsgradientenansatz gelegt und damit ein weiterer Aspekt beleuchtet, welcher für die folgenden Betrachtungen von zentraler Bedeutung ist.

3.1.2 Bruchmechanische Stützwirkung als spannungsmechanischer Größeneinfluss

In dem für dieser Arbeit wichtigen Gebiet der niederzyklischen Kriechermüdbungsbeanspruchung lässt sich die Lebensdauer im Allgemeinen in verschiedene Phasen einteilen, wie in Abbildung 3.1.1, am Beispiel eines metallischen Werkstoffes mit zyklisch entfestigendem Materialverhalten, dargestellt.

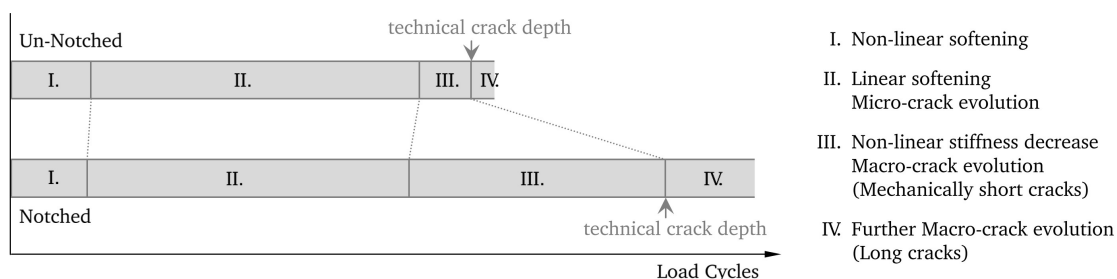


Abbildung 3.1.1: Vergleich der Lebensdauerphasen und Einfluss des Spannungsgradienten vor dem Hintergrund bruchmechanischer Stützwirkung

Die Phase I beschreibt die transiente Phase zyklischer Entfestigung. Diese geht in eine Phase II über, bei der die Entfestigung stationär und linear weiter voranschreitet. Ebenfalls bilden sich in dieser Modellvorstellung sukzessive erste Mikroanrisse. Zum Ende der Phase II haben sich diese Mikrorisse zu makroskopisch relevanten Anrissen vergrößert. In der Phase III wachsen diese makroskopischen Anrisse zu detektierbaren, technisch relevanten Anrissstiefen, welche unter anderem die Steifigkeit signifikant reduzieren. Die genaue Größenordnung des technischen Anrisses ist in der Literatur nicht einheitlich definiert. In [29] ist hierzu eine Risstiefe von 1 mm genannt, die an dieser Stelle zur weiteren Erläuterung genügt. Die Phase III beschreibt demnach das Makrorisswachstum bis zu technischen Risstiefen im Bereich von 1 mm. Es schließt sich die Langrisswachstumsphase IV an, welche bis zum Versagen führt.

„Bei Vorhandensein eines Spannungsgradienten ist nun durchaus nachvollziehbar, dass eine örtlich gleich beanspruchte Kerbe im Vergleich zu einer glatten Probe in der Phase III und IV

ein unter Umständen signifikant langsames Risswachstum zeigt, so dass die Zyklenzahlen bis zum Erreichen gleicher Risstiefen im Kerbfall größer ausfallen. Der Unterschied der Phase III, sprich der Unterschied an Lastwechseln zur Bildung technisch relevanter Risstiefen im Bereich von 1 mm in Abhängigkeit des Spannungsgradienten, ist dem Mechanismus der bruchmechanischen Stützwirkung zugeordnet. Diese in Kapitel 2 und in Abbildung 2.4.1 bereits vorab illustrierte bruchmechanische Stützwirkung ist zentraler Bestandteil dieser Arbeit, so dass im Folgenden detailliert auf aktuelle Erkenntnisse und Ergebnisse von Wissenschaft und Forschung eingegangen wird. Da im folgenden dieser Aspekt der Stützwirkung von alleiniger Bedeutung ist, wird die bruchmechanische Stützwirkung als Teil des spannungsmechanischen Größeneinflusses ab diesem Punkt meist nur noch kurz als „Stützwirkung“ bezeichnet. “

3.1.2.1 Experimentelle Untersuchungen

In der Literatur existieren zahlreiche Hinweise, welche auf einen signifikanten Anteil an bruchmechanischer Stützwirkung schließen lassen. Im Folgenden ist eine Auswahl besonders relevanter Arbeiten angeführt.

In [22] wurden Ergebnisse an gekerbten, betriebsähnlich beanspruchten sogenannten Modellkörpern aus einem 1%-Chrom-Stahl mit an glatten Proben ermittelten Anrisslastwechselzahlen verglichen. In dieser Arbeit von STEGMAYER ist unter anderem betont, dass die Anrisstiefe zur Bewertung der Lebensdauer eine entscheidende Bedeutung besitzt. Die Anrisslastwechselzahlen der Versuche an gekerbten Proben wurden hier bei einer Anrisstiefe von 0.1 mm und 1 mm ausgewertet. Zwischen diesen beiden Risstiefen konnte ein Faktor an Lastwechseln von zwischen 2 und 4 experimentell festgestellt werden. Der Phase III und der Definition der technischen Risstiefe kommt daher auf Basis dieser Arbeit bei der Bewertung gekerbter Proben eine besondere Bedeutung zu. Ebenfalls konnte in [22] gezeigt werden, dass der Lastwechselzahlunterschied zwischen 0.1 mm und 1 mm und damit die Stützwirkung mit der Höhe der örtlichen Beanspruchung ansteigt.

In Rahmen des europäischen Verbundforschungsprogramms namens „C-FAT“ [23] wurden Versuche an gekerbten Proben an einer 1%-Chrom-Stahl Gussvariante unter Kriechermüdungsbeanspruchung durchgeführt. Auch hier zeigte sich die besondere Relevanz des gewählten Anrisskriteriums beim Vergleich mit Versuchsergebnissen von glatten Proben.

INOUE und SAKANE dokumentierten in [30] Versuche an gekerbten Rundproben aus einem 2.25%-Chrom-Stahl unter einer Kriechermüdungsbeanspruchung. Auf Basis der Messung der frühen Risstiefenentwicklung mit Hilfe einer Potentialsonde konnte gezeigt werden, dass im Vergleich zu glatten Proben die Phase III (vgl. Abbildung 3.1.1) für den gekerbten Fall einen signifikant größeren Anteil an der Gesamtlebensdauer einnimmt. Lokale Messungen der Kerbgrunddehnung mittels eines sogenannten „Strain-Peckers“ deuteten darauf hin, dass die Phase III für gekerbte Varianten bis zu 50% der Gesamtlebensdauer in Anspruch nimmt. Im Vergleich dazu sind für glatte Proben Werte zwischen 5% bis 10% zu erwarten.

In [31] ist einmal mehr gezeigt, dass bei gekerbten Proben bereits nach ca. 50% der Gesamtlebensdauer umlaufende Anrisse geringer Tiefe erkennbar waren, so dass der gesamte restliche Teil auf Risswachstum verfällt.

Mit lokaler Dehnungsmessung ausgerüstete Versuche an gekerbten Proben unter Kriechermüdungsbeanspruchung sind ebenfalls durch SCHWIENHEER in [26] dokumentiert. Die Versuchsreihe an einem 10%-Chrom-Stahl in einer Guss- und Schmiedevariante wurde allerdings, in Abweichung zu den zu-

vor angegebenen Arbeiten, kraftkontrolliert durchgeführt, so dass ein direkter Vergleich zu Ergebnissen an glatten Proben nur in begrenztem Maße gerechtfertigt scheint. Ebenso wurde der Zustand des Probenbruchs ausgewertet und aufgetragen. Ein Vergleich der Zyklenzahlen bis zum Erreichen definierter Risstiefen war nicht Gegenstand und Ziel dieser Untersuchungen. Weitere Versuche dieser Art wurden von SIMON [32] und CUI [27] am gleichen Werkstoff ebenfalls unter Kraftregelung fortgeführt. In [27] wurde auch die frühe Risswachstumsphase messtechnisch untersucht und Überlegungen hinsichtlich einer möglichen Ableitung einer Stützziffer sowie einer expliziten Beschreibung des Einflusses mehrachsiger und betriebsnaher Beanspruchungszustände diskutiert. Ähnliche Untersuchungen jedoch an einem 1%-Chrom-Stahl erfolgten durch SAMIR in [33]. Für Arbeiten, welche den Einfluss einer Kerbe unter einer reinen Kriech- bzw. unter einer sogenannten reinen Zeitstandbeanspruchung diskutieren, sei auf entsprechende Literatur (vgl. [34–36]) verwiesen.

In [29] wird der Lebensdauerunterschied zwischen gekerbten und glatten Proben ebenfalls unter anderem mit einem unterschiedlichen Rissausbreitungsverhalten also einer bruchmechanischen Stützwirkung begründet und experimentell, mit Hilfe kerbdehnungsgeregelter Versuche an Flachproben am Feinkornbaustahl Cm15 unter Raumtemperatur, nachvollzogen.

COLOMBO studierte in [24] die Lebensdauer von Kerbproben unter LCF und TMF-Beanspruchung an einem 1%-Chrom-Stahl. Um Vergleichbarkeit zu Ergebnissen an ungekerbten Proben zu gewährleisten, führte er die Versuche an Kerbproben in globaler Dehnungsregelung durch, indem per Extensometer die Dehnung über einem den gesamten Kerbbereich umfassenden Referenzabstand als Regelgröße vorgegeben wird, wie in Abbildung 3.1.2 (a) dargestellt. Diese Belastungsart entspricht vom Typ einer globalen Sekundärbeanspruchung, wie Sie ebenfalls für vorwiegend thermo-mechanisch beanspruchte Komponenten typisch ist. Auch hier wird ein wesentlicher Mechanismus der Stützwirkung in einem für den gekerbten Fall langsameren frühen Risswachstumsverhalten gesehen. Abbildung 3.1.2 (b) zeigt das Ergebnis der Messung der Risstiefenentwicklung mittels einer sogenannten Potentialsonde von zwei örtlich gleich beanspruchten Proben: „uniaxial LCF“ = ungekerbt und „N-LCF“ = gekerbt. Auf Basis dessen sind auch hier Lastwechselzahlunterschiede bis zu einem Faktor von 4 erkennbar. Ebenfalls merkte COLOMBO an, dass die Rissinitiierungslastwechselzahl um einen Faktor von 2 abweicht, wenn statt eines Anrisskriteriums von 0.1 mm ein Anrisskriterium von 0.5 mm angesetzt wird. Der technischen Risstiefe sowie erneut der Phase III kommt einmal mehr für gekerbte Fälle auf Basis dessen eine signifikante Bedeutung zu.

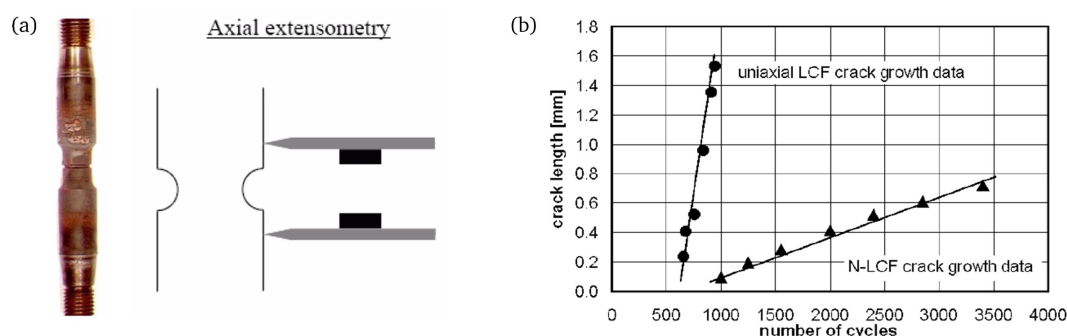


Abbildung 3.1.2: Vergleich des frühen Risswachstumsverhalten unter LCF-Beanspruchung, Bilder aus [24],
 (a) Global dehnungsgeregelte Versuchsführung an gekerbten Rundproben (N-LCF)
 (b) Vergleich des per Potentialsonde gemessenen frühen Risswachstumverhaltens

In [37] wurden ebenfalls dehnungsgeregelte Versuche an ungekerbten und gekerbten Proben hinsichtlich der erreichten Zyklenzahl bis Rissinitiierung miteinander verglichen. Für die Versuche an glatten Proben wurde hier klassischerweise als Initiierungskriterium ein Lastabfall von 5% angesetzt, wohingegen für die Versuche an gekerbten Flachproben ein optisches Initiierungskriterium verwendet worden ist. Auf eine Auswertung der frühen Risswachstumsphase wurde jedoch verzichtet und stattdessen ein Spannungsmittelungsansatz verfolgt.

3.1.2.2 Theoretische Beschreibungsansätze

Ausgehend von der nun experimentell verschiedentlich untermauerten Hypothese, dass die frühe Risswachstumsphase bis zur Bildung technischer Risstiefen maßgeblich die Stützwirkung beeinflusst, gibt dieses Unterkapitel einen Überblick über bereits in der Literatur vorhandene theoretische Beschreibungsansätze.

Zunächst sei nochmals etwas detaillierter der Kurzrissswachstumsansatz nach VORMWALD beschrieben. In [18] werden für unterschiedlich scharf ausgeführte Kerbgeometrien Anrisslastwechselkurven mit Hilfe eines Kurzrissswachstumsmodells berechnet. Eine Weiterführung dieser Ideen und ein Vergleich mit experimentellen Ergebnisse ist in [38] zu finden. Der Grundgedanke lautet wie folgt: Ausgehend von einer Wöhlerlinienanpassung einer Versuchsreihe an glatten Probe und der damit zur Verfügung stehenden Anrisslastwechselzahl wird über eine bruchmechanische „Rückwärts“-Rechnung zunächst eine fiktive Anfangsrisstiefe ermittelt. Im Rahmen einer anschließenden bruchmechanischen „Vorwärts“-Rechnung wird für den jeweils zu betrachteten Kerbfall die Lastwechselzahl berechnet, welche zur Generierung einer festzulegenden technischen Risstiefe notwendig ist. Der so berechnete Lastwechselzahlunterschied kann in direkter Weise einer bruchmechanischen Stützwirkung zugeordnet werden. Das Konzept bzw. der verknüpfte Schädigungsparameter P_f basiert ausschließlich auf analytischen Beschreibungen der elastisch-plastischen Risspitzenbeanspruchung. Ebenso sind insbesondere in [38] für diese Art der bruchmechanischen Bewertung weitere Beschreibungen der Risspitzenbeanspruchung für verschiedene untersuchte Kerbfälle als Funktion der Risstiefe diskutiert und entwickelt. Die abgeleiteten Modellbeschreibungen basieren ausschließlich auf einer Formulierung für halbkreisförmige angeschnittene Oberflächenfehler.

„ Aufgrund der mit diesem Konzept zumeist, im Vergleich zum mittleren Korndurchmesser, geringen Anfangsrisstiefe als Ergebnis der Rückwärtsrechnung, sind mikrostrukturelle Beeinflussungen des Risswachstumsverhaltens generell nicht auszuschließen. Vor dem Hintergrund der praktischen Anwendbarkeit wird diese Unschärfe jedoch in Kauf genommen. Ebenso kann die Anwendung der analytischen Risssschließbeschreibung nach NEWMAN [39] (vgl. Kapitel 3.3.4.2) für die hier vorliegende LCF-Beanspruchung, welche lokal Werte deutlich oberhalb der Streckgrenze des Materials erreichen kann, hinterfragt werden. Eine Übertragung auf kriechermüdungsrelevante Beanspruchungsniveaus und auf für rotationssymmetrische Bauteile und Proben typische Umfangsrisse ist ohne Weiteres nicht möglich. Die generelle Vorgehensweise ist jedoch als sehr vielversprechend einzuschätzen, um im Ansatz die experimentellen Befunde aus Kapitel 3.1.2.1 theoretisch nachvollziehen bzw. perspektivisch vorausberechnen zu können. In [25] sind diese Gedanken daher aufgegriffen und innerhalb einer FEM-Bewertungsvorschrift umgesetzt. Entsprechende Beschränkungen auf halb elliptische Fehlerformen sowie Beschränkungen bei der Beschreibung des Risssschließens entfallen hier potentiell. Eine experimentelle Validierung dieser Prozedur ist jedoch bisher nicht gegeben. Ebenso ergeben sich Fragen bezüglich der Gültigkeit

der Berechnungsprozedur des verwendeten Bruchmechanikparameters, sowie der Gültigkeit des verwendeten Bruchmechanikparameters an sich.

Ebenfalls sei an dieser Stelle nochmals erwähnt, dass die in [11] angegebene bruchmechanische Stützziffer nicht direkt mit der im vorherigen Abschnitt diskutierten Berechnungsprozedur verknüpft ist. Vielmehr sind hier Gedanken, Ansätze und Versuchsergebnisse (vgl. [13, 15, 40]) zur Beschreibung des HCF-Risswachstums- und Schwellenwertverhaltens als Hintergrund zu sehen. Eine direkte Anwendung der Vorschrift in [11] auf den hier diskutierten Anwendungsfall ist daher ohne Weiteres nicht möglich. “

Generell ähnliche Ansätze, nämlich die Verwendung bruchmechanischer Beschreibungen ausgehend von einem mikromechanisch als klein anzusehenden Anfangsris, sind ebenfalls Basis des D_{TMF} -Konzeptes. Basierend auf der Formulierung einer zyklischen Risspitzenbeanspruchung nach [41] ist durch reine Vorwärtsintegration ausgehend von einer Ausgangsfehlergröße die Anrisslebensdauer unter zyklischer Belastung beschreibbar. Die Ausgangsfehlergröße stellt hier einen reinen Fit-Parameter dar. Die Beschreibung der Beanspruchung erfolgt ebenfalls rein analytisch durch entsprechende Formulierungen der zyklischen Risspitzenöffnung und des zyklischen J -Integrals. In [42, 43] sind schließlich entsprechende Erweiterungen des Berechnungsansatzes zur Berücksichtigung des Risssschließens auf Basis NEWMAN [39] und zur Berücksichtigung eines zusätzlichen Kriechrisswachstumsanteils enthalten. SCHWEIZER gibt in [44] eine ausführliche Gesamtübersicht des Ansatzes und führt ebenfalls weitere Terme zur Beschreibung von HCF und variablen, anisothermen Belastungsvorgaben ein. Ein Ansatz zur Berücksichtigung von inhomogenen Beanspruchungen liegt aktuell nicht vor. Das Modell wird als mechanismenbasierte Beschreibung mit großem Erfolg seit Jahren insbesondere im Automobilbereich angewendet [45].

„Die bruchmechanischen Beschreibungen basieren hier ebenfalls auf einem analytischen Ersatzmodell eines halbkreisförmigen Oberflächenfehlers unter Membranbeanspruchung. Ebenso ist, wie bereits erwähnt, die Gültigkeit des Konzeptes hinsichtlich der Risssschließbeschreibung bei Beanspruchungen deutlich oberhalb der Streckgrenze sowie hinsichtlich mikromechanischer Effekte bei der Beschreibung im Bereich der Anfangsrisstiefenvorgabe zu hinterfragen. Nachteilig ist im Allgemeinen jedoch auch, dass gesonderte Werkstoffanpassungen erfolgen müssen, so dass das Modell direkt an spezielle werkstoffspezifische Versuchsergebnisse angepasst werden muss und beispielsweise nicht mit Standardbeschreibungen des Ermüdungs- und Kriechrisswachstums auskommt. “

Aufbauend auf [37] sind in [46] Arbeiten dokumentiert, welche mit Hilfe entsprechender bruchmechanischer Ansätze das Risswachstumsverhalten an gekerbten Proben theoretisch beschreiben. Insbesondere wird auch in dieser Arbeit die Wichtigkeit einer möglichst adäquaten Berücksichtigung des Risssschließens für diesen Anwendungsfall noch einmal besonders betont.

Weiter gibt SKELTON in [47] einen Überblick über die Erweiterung des örtlichen Konzeptes mit Hilfe einer Formulierung des Wachstums kurzer Risse. Gradientenabhängige Beschreibungen sind hier nicht diskutiert. Dennoch wird auf die besondere Bedeutung der frühen Risswachstumsphase für kerbbehafte Komponenten hingewiesen und ebenfalls die Relevanz dominant plastischer Zonen und damit geeigneter elastisch-plastischer bruchmechanischer Beschreibungen der Risspitzenbeanspruchung sowie des Risssschließens betont

In [48] wird ebenso unter anderem ein bruchmechanisches Kurzrismodell zur Bewertung der Risswachstumsgeschwindigkeit in Kerben angewendet. Insbesondere sind hier verschiedene analytische Er-

satzbeschreibungen zur Erfassung des Kerbeinflusses und des Kurz- und Langrissbereichs untersucht. Der Spannungsgradient wurde jedoch nicht explizit berücksichtigt.

In [49] werden zahlreiche Varianten und Abhängigkeiten in Bezug auf die Berechnung der lokalen Beanspruchung gekerbter Strukturen studiert und bewertet. Unter anderem sind Einflüsse der Berücksichtigung der Phase I und II (Abbildung 3.1.1), zusammengesetzte Beanspruchungen und Zyklenzählverfahren sowie analytische Verfahren zur Abschätzung der Kerbgrundbeanspruchung und deren zyklische Entwicklung gegenübergestellt. Weitere Aspekte zur Berechnung elastisch-plastischer Kerbspannungen und Dehnungen sowie verschiedene analytische Ansätze nach NEUBER und GLINKA sind mit FEM-Analyseergebnissen in [50] vor dem Hintergrund des Einflusses der Mehrachsigkeit diskutiert.

Das folgende Unterkapitel greift diese grundsätzliche Fragestellung auf und gibt eine Übersicht über die für diese Arbeit wichtigsten Zusammenhänge und Ansätze.

3.2 Zum Deformations- und Anrissverhalten unter Kriechermüdungsbeanspruchung

Zur Beschreibung des Deformations- und Anrissverhaltens von Metallen unter einer kombinierten Kriech- und Ermüdungsbeanspruchung sind in den folgenden Unterkapiteln, neben einem kurzen Abriss relevanter werkstoffmechanischer Phänomene, für diese Arbeit notwendige mathematische Beschreibungsansätze hergeleitet und aufgeführt.

3.2.1 Werkstoffmechanische Phänomene

Die folgenden Ausführungen basieren im Wesentlichen auf [51]. Grundsätzlich reagieren Metalle auf eine aufgebrachte äußere Belastung zunächst mit einer nahezu vollständig elastischen, sprich einer reversiblen Deformation. Bleibende, sogenannte inelastische Deformationen haben im Allgemeinen ihre Ursache in der Bewegung von Versetzungen. Metalle sind für technische Anwendungen insbesondere bezüglich ihrer guten Umformbarkeit interessant, was gleichzeitig bedeutet, dass metallische Werkstoffe in aller Regel vergleichsweise viele Versetzungen beinhalten bzw. ein hohes Potential besitzen, Versetzungen zu erzeugen.

Bezüglich des inelastischen Deformationsverhaltens ist zunächst festzustellen, dass der Widerstand gegenüber plastischer Deformation dadurch steigt, dass Versetzungen an ihrer Beweglichkeit gehindert werden. Hindernisse für Versetzungen stellen zum einen die Versetzungen selbst dar, so dass Werkstoffe mit einer höheren Versetzungsdichte im Allgemeinen höhere Festigkeiten aufweisen. Zum anderen führen Gitterfehler wie Korngrenzen, Fremdatome oder Ausscheidungen ebenfalls dazu, dass Versetzungen in ihrer Beweglichkeit eingeschränkt sind. Betrachtet man das Ergebnis eines Zugversuchs, sind diese zwei eingeführten Mechanismen verantwortlich dafür, dass eine Verfestigung zu beobachten ist (vgl. Abbildung 3.2.1 (a)). Sogenannte Versetzungsquellen führen dazu, dass im Zuge des Anstiegs plastischer Deformation weitere Versetzungen entstehen, die den Werkstoffwiderstand erhöhen. Ebenso kommt es bei ansteigender plastischer Deformation zu einem vermehrten Aufstau von Versetzungen an Gitterfehlern, welche ebenfalls die für eine weitere plastische Verformung notwendige Beanspruchung erhöhen.

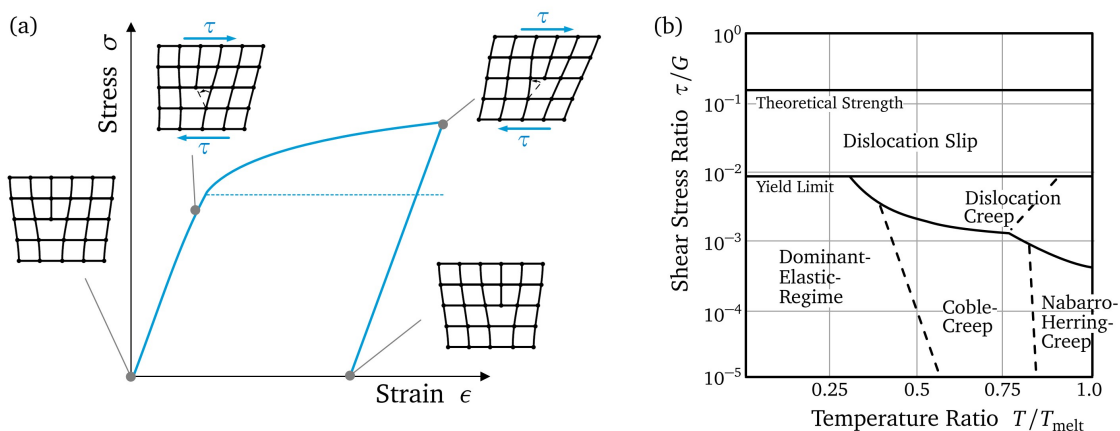


Abbildung 3.2.1: Zum Mechanismus der Bildung inelastischer Verformungen auf Basis der Bewegung von Versetzungen
(a) Aus einer Stufenversetzung resultierende Verfestigung und inelastische Verformung, nach [51]
(b) Beispiel einer Deformation Map, vereinfacht in Anlehnung an [52, 53]

Unabhängig von diesen Mechanismen ist die Verformbarkeit durch die möglichen Gitterebenen bestimmt, in denen Versetzungsbewegungen stattfinden können - den sogenannten Gleitebenen. Eine sich periodisch wiederholende zyklische Ermüdungsbeanspruchung führt nun dazu, dass Gleitspuren entstehen können, welche auch als Ermüdungsgleitbänder oder persistente Gleitbänder bezeichnet werden. An der Oberfläche des Materials werden diese Gleitbänder in Form von Intrusionen und Extrusionen sichtbar und stellen damit Keime und Spannungskonzentrationen für eine Mikrorissbildung und eine spätere Ermüdungsrissbildung dar, welche die Lebensdauer unter zyklischer Beanspruchung begrenzt [54].

Der bis hierhin vorgestellte plastische Anteil der Deformation beschreibt die sog. ratenunabhängige Plastizität, das heißt die zeitinvariante Bildung und den Aufbau inelastischer Verformungen rein aufgrund der Steigerung einer aufgeprägten äußeren Last. Neben diesem Verhalten zeigen metallische Werkstoffe ab einer Temperatur von ca. 30% bis 40% der Schmelztemperatur T_{melt} (in Kelvin) selbst bei konstanter Last die Eigenschaft, inelastische Verformungen aufzubauen. Die Rate des Aufbaus dieser inelastischen Verformungen ist im Allgemeinen eine Funktion der Belastungshöhe, der Temperatur und der Zeit. Dieser viskoplastische Anteil, sprich der ratenabhängige Teil inelastischer Verformung, wird auch kurz als Kriechen bezeichnet.

Werkstoffmechanisch lässt sich dieses Phänomen auf Basis verschiedener Mechanismen erklären, welche unter anderem in [55, 56] erläutert und beispielsweise in [26] zusammengefasst sind. Das thermisch aktivierte Bewegen von Versetzungen auf Basis zusätzlicher Mechanismen wie Versetzungsgleiten und Versetzungsklettern wird auch als Versetzungskriechen bezeichnet. Unter einer entsprechenden Temperaturbeanspruchung steht demnach eine größere Vielfalt an Bewegungsmöglichkeiten zur Verfügung, was im Allgemeinen eine reduzierte Festigkeit zur Folge hat. Sofern bereits aufgestaute Versetzungen auf Basis einer vorangegangenen plastischen Deformation vorliegen, ist durch das Versetzungskriechen eine Reduktion der Versetzungsdichte möglich, so dass die Festigkeit zeit- und temperaturabhängig reduziert wird. Dieser zeitabhängige Entfestigungsvorgang wird auch als statische Erholung bezeichnet. Eine weitere Form der thermisch aktivierten Bewegung von Versetzungen ist über den Mechanismus der Flächen- oder Volumendiffusion gegeben. Generell können diese zwei Arten unterschieden werden in: Diffusionskriechen im Bereich der Korngrenzen („Coble-Kriechen“) und Diffusionskriechen innerhalb eines Korns („Nabarro-Herring-Kriechen“). Diese diffusionsmotivierte Bewegung von Versetzungen ist naturgemäß signifikant langsamer als das thermisch aktivierte Versetzungskriechen und ist daher erst bei entsprechend höheren Temperaturen von praktischer Relevanz. Die erläuterten temperatur- und lastabhängigen Vorgänge lassen sich in einer sog. „Deformation-Map“ (vgl. Abbildung 3.2.1 (b)) anschaulich darstellen.

Auf Basis des Zusammenspiels zwischen Erzeugung, Aufstau und Auslöschung von Versetzungen sowie aufgrund von sich dadurch einstellenden Spannungslokalisationen und Versetzungspaarungen innerhalb der Gitterstruktur lassen sich die drei beobachtbaren technisch relevanten Kriechbereiche: Primär-, Sekundär- und Tertiärkriechen zumindest ansatzweise begründen. Während im Primärbereich beispielsweise die Erzeugung neuer Versetzungen dominiert, welche zu einem Anstieg des Werkstoffwiderstands gegenüber plastischer Deformation führt, stehen Versetzungsaufbau und -auslöschung im sekundären Kriechbereich nahezu im Gleichgewicht, so dass eine nahezu konstante Kriechrate resultiert [57]. Im Tertiärbereich führen zusätzlich Porenbildung, die Vereinigung von Poren zu Porenketten und daraus resultierende Rissbildung zu einem Festigkeitsabfall und einem Anstieg der Kriechdehnrate.

Zur mathematischen Beschreibung des Zusammenhangs zwischen Verformung, Spannung und Zeit unter einer definierten mechanischen und thermischen Belastungsfolge existieren prinzipiell zwei generelle Möglichkeiten: Eine deformationstheoretische und eine inkrementelle Beschreibung. Es folgen für diese Arbeit relevante Beschreibungsansätze der ratenunabhängigen und ratenabhängigen Plastizität.

3.2.2 Ratenunabhängige Plastizität

3.2.2.1 Deformationstheoretische Beschreibung

In diesem Unterkapitel sind notwendige Grundlagen vorgestellt, um ein sogenanntes überelastisches Materialverhalten mathematisch zu beschreiben (vgl. [58–60]). Zunächst sei dazu der Dehnungstensor in einen elastischen und einen plastischen Anteil additiv zerlegt, was für hinreichend kleine Verformungen im Bereich von Dehnungen $< 10\%$ (vgl. [58]) ohne relevante Genauigkeitseinbußen erfolgen kann:

$$\epsilon_{ij} = \epsilon_{ij}^{\text{el}} + \epsilon_{ij}^{\text{pl}} \quad . \quad (3.2.1)$$

Für den Spannungstensor wird die Aufspaltung in einen hydrostatischen und einen deviatorischen Anteil verwendet:

$$\sigma_{ij} = \frac{1}{3} \sigma_{kk} \delta_{ij} + s_{ij} \quad , \quad \text{mit : } \delta_{ij} = \begin{cases} 1 & \text{für } i = j \\ 0 & \text{für } i \neq j \end{cases} \quad (3.2.2)$$

und s_{ij} als dem Spannungsdeviator und $\sigma_h = \frac{1}{3} \sigma_{kk}$, unter Verwendung der Einstein'schen Summenkonvention, als dem hydrostatischen Anteil.

Das allgemein bekannte Hooke'sche Gesetz liefert für isotropes Materialverhalten mit Hilfe zweier Materialkonstanten, hier dem Elastizitätsmodul E und der Querkontraktionszahl ν , den Zusammenhang zwischen dem elastischen Anteil des Dehnungstensors und den Anteilen des Spannungstensors:

$$\epsilon_{ij}^{\text{el}} = \frac{(1-2\nu)}{E} \sigma_h \delta_{ij} + \frac{(1+\nu)}{E} s_{ij} \quad . \quad (3.2.3)$$

Der plastische Dehnungsanteil lässt sich im einachsigen Fall anschaulich über das Produkt eines plastischen Multiplikators λ und einer weiteren Größe, hier zunächst der einachsigen Spannung σ , formulieren:

$$\epsilon^{\text{pl}} = \lambda \sigma \quad . \quad (3.2.4)$$

Zur weiterführenden Beschreibung des plastischen Multiplikators kann beispielsweise die von RAMBERG und OSGOOD [61] aufgestellte Beziehung verwendet werden. Auf Basis dessen lässt sich für den plastischen Dehnungsanteil im einachsigen Fall folgende skalare Funktion angeben:

$$\epsilon^{\text{pl}} = \underbrace{\frac{\alpha}{E} \left(\frac{\sigma}{\sigma_Y} \right)^{n-1}}_{\lambda} \sigma \quad , \quad (3.2.5)$$

mit den Materialparametern σ_Y als der Fließgrenze und n als dem Verfestigungsexponenten. Der „Fließoffset“ α berechnet sich beispielsweise, für die Definition von σ_Y als der Spannung bei Erreichen einer bleibenden Dehnung von 0.2%, zu:

$$\alpha = \frac{0.002 E}{\sigma_{Y,0.2}} \quad . \quad (3.2.6)$$

Um eine tensorwertige Beschreibung der plastischen Dehnung zu erreichen, wird zunächst eine zu Gleichung 3.2.4 analoge Beziehung für den allgemeinen, mehrachsigen Fall angestrebt. Als erster Schritt ist eine geeignete Fließbedingung zu formulieren. Hierfür lässt sich die Tatsache nutzen, dass hydrostatische Anteile aus Gründen der Volumenkonstanz nicht zu inelastischen Verformungen führen, daher auch nicht Gegenstand einer Fließbedingung sein können. Da die Fließbedingung, isotropes Materialverhalten vorausgesetzt, ebenso eine von der Wahl und Orientierung des Koordinatensystems unabhängige Beschreibung sein muss, kann beispielsweise die zweite Invariante des Spannungsdeviators ($\frac{1}{2}s_{ij}s_{ij}$) genutzt werden:

$$Y = \frac{1}{2}s_{ij}s_{ij} - r \quad , \quad (3.2.7)$$

mit r als dem Radius des Fließzylinders im Hauptspannungsraum. Sofern die Fließbedingungen erfüllt ist ($Y = 0$), wird das rein elastische Regime verlassen und plastische Verformungen werden produziert. Da der Beschreibung nach RAMBERG-OSGOOD folgend, plastische Anteile bei allen von Null verschiedenen Spannungszuständen produziert werden, gelte für diesen Abschnitt $r = 0$. Im Sinne einer assoziierten Normalenfließregel ist zu fordern, dass sich der plastische Dehnungsanteil aus der partiellen Ableitung der Fließbedingung nach dem Spannungstensor ergibt:

$$\epsilon_{ij}^{\text{pl}} = \hat{\lambda} \frac{\partial Y}{\partial \sigma_{ij}} = \hat{\lambda} s_{ij} \quad . \quad (3.2.8)$$

Um einen geeigneten Ausdruck für $\hat{\lambda}$ zu erhalten, sei nochmals die vorgestellte Fließbedingung betrachtet, welche zurück geht auf eine Arbeit von VON MISES. Er führte in [62] eine Vergleichsspannung ein, mit dem Ziel eine von der Wahl und Orientierung des Koordinatensystems unabhängige Beschreibung zu erreichen, welche auf der Gleichheit der zweiten Invariante des Spannungsdeviators bzw. des plastischen Dehnungstensors für den einachsigen und den beliebig mehrachsigen Fall beruht. Neben der bereits vorgestellten Fließbedingung resultieren aus diesen Forderungen die bekannten Beziehungen der Vergleichsspannung und der plastischen Vergleichsdehnung nach VON MISES:

$$\sigma_{\text{eq}} = \sqrt{\frac{3}{2} s_{ij}s_{ij}} \quad , \quad \epsilon_{\text{eq}}^{\text{pl}} = \sqrt{\frac{2}{3} \epsilon_{ij}^{\text{pl}}\epsilon_{ij}^{\text{pl}}} \quad . \quad (3.2.9)$$

Durch Division von Gleichung 3.2.8 und 3.2.4 folgt unter Verwendung von Gleichung 3.2.9 der Zusammenhang zwischen dem einachsigen und dem für mehrachsige Beanspruchungen nach VON MISES resultierenden plastischen Multiplikator:

$$\hat{\lambda} = \frac{3}{2} \lambda \quad , \quad (3.2.10)$$

so dass sich die mehrachsige Beschreibung des plastischen Dehnungstensors unter Verwendung der Beziehungen nach VON MISES und RAMBERG-OSGOOD angeben lässt mit:

$$\epsilon_{ij}^{\text{pl}} = \frac{3}{2} \frac{\alpha}{E} \left(\frac{\sigma_{\text{eq}}}{\sigma_Y} \right)^{n-1} s_{ij} \quad . \quad (3.2.11)$$

Mit den Gleichungen 3.2.1, 3.2.3 und 3.2.11 steht damit eine vollständige Beschreibung des Dehnungstensors als Funktion des Spannungstensors zur Verfügung.

„In der Konsequenz bedeutet dies, dass jedem Spannungszustand genau ein Dehnungszustand zugeordnet ist. Im Sinne einer monotonen überelastischen Beanspruchung können zwar der Maximalwert der Spannung und Dehnung berechnet werden. Entlastungsvorgänge, welche für Metalle typisch dem Prinzip kinematischer oder isotroper Verfestigung folgen und zu einer sich ausbildenden Hysterese führen (vgl. Abbildung 3.2.2 (b)), lassen sich so jedoch nicht darstellen. Die bis hierhin erläuterten Formulierungen im Sinne der Deformationstheorie beschreiben demnach das Material wie ein nichtlinear elastisches (vgl. Abbildung 3.2.2 (a)).“

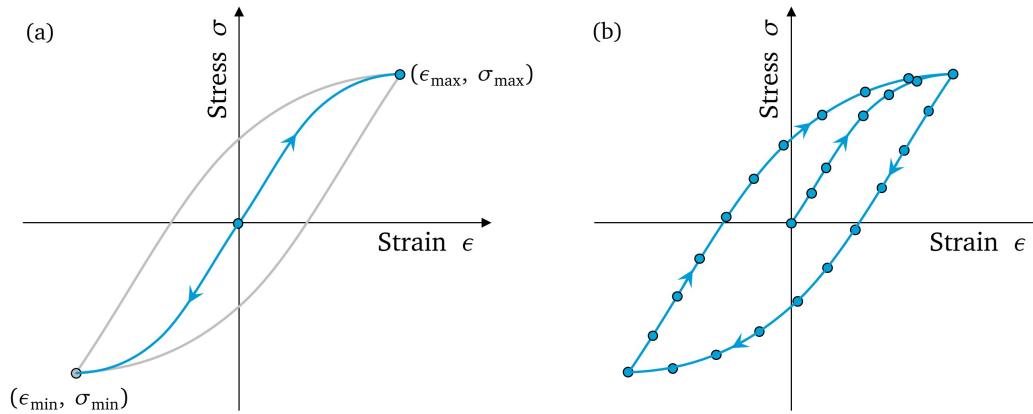


Abbildung 3.2.2: Beschreibung überelastischer Beanspruchungen im Sinne der Deformationstheorie (a) sowie im Sinne einer inkrementellen Theorie (b)

Demzufolge wird im nächsten Kapitel eine erweiterte inkrementelle Beschreibung vorgestellt, um auf Basis einiger bereits eingeführter Betrachtungen und Zusammenhänge ein zyklisch elastisch-plastisches Materialverhalten gemäß Abbildung 3.2.2 (b) zu beschreiben.

3.2.2.2 Inkrementelle Beschreibung

Statt eines funktionalen Zusammenhangs sei zunächst die assoziierte Normalenfließregel nach Gleichung 3.2.8 inkrementell aufgeschrieben:

$$d\epsilon_{ij}^{pl} = d\hat{\lambda} \frac{\partial Y}{\partial \sigma_{ij}} \quad . \quad (3.2.12)$$

Diese inkrementelle Schreibweise wird auch als Prandtl-Reuss-Gesetz bezeichnet. Zur Beschreibung kinematischer Verfestigung wird die Fließbedingung um eine innere tensorwertige Spannungsgröße α_{ij} , die sogenannte Rückspannung, erweitert:

$$Y = \frac{1}{2} (s_{ij} - \alpha_{ij})(s_{ij} - \alpha_{ij}) - r \quad . \quad (3.2.13)$$

Der Radius des Fließzylinders sei nach wie vor eine spannungsunabhängige Konstante r . Isotrope Verfestigung ist demnach nicht berücksichtigt. Die inkrementelle Fließregel geht damit über in:

$$d\epsilon_{ij}^{pl} = dp \frac{s_{ij} - \alpha_{ij}}{\|s_{ij} - \alpha_{ij}\|} \quad . \quad (3.2.14)$$

Der skalare plastische Prädiktor dp beschreibt die Steigung des plastischen Tangentenmoduls und entspricht aufgrund der durchgeführten Normierung des Richtungsterms direkt dem Betrag des plastischen Dehnungszuwachses $\left\|d\epsilon_{ij}^{pl}\right\|$. Im Allgemeinen ist noch zu fordern, dass, sofern die Fließbedingung als erfüllt gilt ($Y = 0$), der Spannungszustand diesen geometrischen Rand des Fließzylinders nicht nach außen hin verlassen darf. Sofern $Y = 0$ erreicht ist, ist für betragsmäßig steigende Beanspruchungen zu fordern (mit $dr = 0$):

$$dY = \frac{\partial Y}{\partial s_{ij}} ds_{ij} + \frac{\partial Y}{\partial \alpha_{ij}} d\alpha_{ij} = 0 \quad , \quad (3.2.15)$$

was die sogenannte Konsistenzbedingung darstellt. Die noch fehlende Entwicklungsgleichung des Rückspannungstensors, sprich eine Verfestigungsregel für den Anteil kinematischer Verfestigung, ist nach Prager-Ziegler mit dem Materialparameter C und einer linearen Abhängigkeit zum plastischen Dehnungszuwachs $\left\|d\epsilon_{ij}^{pl}\right\|$ wie folgt zu formulieren:

$$d\alpha_{ij} = C \frac{s_{ij} - \alpha_{ij}}{\left\|s_{ij} - \alpha_{ij}\right\|} dp \quad . \quad (3.2.16)$$

Mit der Fließregel (Gleichung 3.2.14) der Konsistenzbedingung (Gleichung 3.2.15) und der Verfestigungsregel (Gleichung 3.2.16) steht damit ein Gleichungssystem zur Verfügung, mit welchem es möglich ist, ein bilinear, kinematisch verfestigendes Materialverhalten entsprechend MASING (vgl. [63]) inkrementell abzubilden.

ARMSTRONG und FREDERICK formulierten in [64] eine Erweiterung der Gleichung 3.2.16, welche eine nichtlineare Beschreibung der Verfestigung durch den hinzugefügten Term mit dem Materialparameter γ ermöglicht:

$$d\alpha_{ij} = C \frac{s_{ij} - \alpha_{ij}}{\left\|s_{ij} - \alpha_{ij}\right\|} dp - \gamma \alpha_{ij} dp \quad . \quad (3.2.17)$$

Eine nochmalige Verbesserung der Anpassungsgüte im Vergleich zum real beobachteten Werkstoffverhalten gelang CHABOCHE [65]. Durch eine additive Zerlegung des Rückspannungstensors in n Teil-Rückspannungstensenoren stehen n -mal mehr Freiheitsgrade zur Verfügung, welche es erlauben, den Anpassungsfehler weiter zu minimieren.

$$d\alpha_{ij,k} = C_k \frac{s_{ij} - \alpha_{ij}}{\left\|s_{ij} - \alpha_{ij}\right\|} dp - \gamma_k \alpha_{ij} dp \quad , \quad (3.2.18)$$

$$\alpha_{ij} = \sum_{k=1}^n \alpha_{ij,k} \quad . \quad (3.2.19)$$

Alle drei letztgenannten Modelle sind in der vorgestellten Form in der FEM-Software ABAQUS implementiert (vgl. [66]).

„Bei der Beschreibung anisothermer Situationen ist insbesondere bei der Anpassung 3.2.18 darauf zu achten, dass die Anteile γ_k temperaturinvariant formuliert sind, da sonst eine Verfestigung allein aufgrund der Temperaturänderungsrate resultieren würde.“

3.2.3 Ratenabhängige Plastizität

3.2.3.1 Deformationstheoretische Beschreibung

Zur Beschreibung ratenabhängiger inelastischer Deformationen wird vielfach ebenfalls eine assoziierte Normalenfließregel analog zu Gleichung 3.2.8 verwendet (vgl. [55, 66]). Da es sich ebenso um die Beschreibung inelastischer Zustände handelt, folgt im Sinne der zu fordernden Volumenkonstanz gleichermaßen, dass ausschließlich deviatorische Spannungsanteile das Fließen bestimmen, so dass erneut die von MISES Fließbedingung Verwendung finden kann. Demzufolge kann in analoger Schreibweise zu Gleichung 3.2.8 zur Beschreibung der Kriechdehnrate angegeben werden:

$$\dot{\epsilon}_{ij}^{\text{cr}} = \dot{\lambda}^{\text{cr}} \frac{\partial Y}{\partial \sigma_{ij}} = \dot{\lambda}^{\text{cr}} s_{ij} \quad . \quad (3.2.20)$$

Unter Verwendung von Vergleichsspannung und Vergleichsdehnung nach Gleichung 3.2.9 bzw. der entsprechenden Vergleichskriechdehnrate nach von MISES kann die Rate des viskoplastischen Multiplikators $\dot{\lambda}^{\text{cr}}$ mit Hilfe einachsiger Größen ausgedrückt werden:

$$\dot{\epsilon}_{ij}^{\text{cr}} = \frac{3}{2} \frac{\dot{\epsilon}_{\text{eq}}^{\text{cr}}}{\sigma_{\text{eq}}} s_{ij} \quad . \quad (3.2.21)$$

Notwendig zur Komposition des Kriechdehnungstensors bzw. dessen zeitlicher Änderung ist damit lediglich die Angabe der Vergleichsspannung und einer Vergleichskriechdehnrate nach von MISES. Zur Formulierung dieser letztgenannten spannungs-, zeit- und temperaturabhängigen Größe existieren zahlreiche Vorschläge in der Literatur (vgl. Zusammenstellung in [67]). Eine einfache Form der Beschreibung ist die Wahl eines zur Ramberg-Osgood-Gleichung 3.2.5 äquivalenten Potenzgesetzes (vgl. [68]):

$$\dot{\epsilon}_{\text{eq}}^{\text{cr}} = \frac{\tilde{\alpha}}{E} \left(\frac{\sigma_{\text{eq}}}{\tilde{\sigma}_Y} \right)^{\tilde{n}-1} \frac{\sigma_{\text{eq}}}{\tilde{\sigma}_Y} \quad , \quad (3.2.22)$$

bzw. unter Verwendung von Gleichung 3.2.21 in der mehrachsigen Form:

$$\dot{\epsilon}_{ij}^{\text{cr}} = \frac{3}{2} \frac{\tilde{\alpha}}{E} \left(\frac{\sigma_{\text{eq}}}{\tilde{\sigma}_Y} \right)^{\tilde{n}-1} \frac{s_{ij}}{\tilde{\sigma}_Y} \quad . \quad (3.2.23)$$

Die temperaturabhängigen Materialkonstanten $\tilde{\alpha}$, \tilde{n} und $\tilde{\sigma}_Y$ sind zur adäquaten Abbildung des Kriechverhaltens geeignet an Versuchsdaten anzupassen. Eine Kriechbeschreibung mit Hilfe von nur drei Parametern erfordert im Allgemeinen gewisse Kompromisse bei der Anpassungsgüte, so dass für solch einfache Kriechbeschreibungen zumeist nur ein begrenzter Spannungs- und Zeitbereich mit einer ausreichenden Genauigkeit angepasst werden kann. Diese Grenzen sind selbstverständlich bei der späteren Anwendung entsprechend zu beachten. Abhilfe schaffen hier höherwertige Formulierungen mit entsprechend mehr Freiheitsgraden und mechanismenbasierten Anpassungsmöglichkeiten.

Daher sei ein weiteres Gleichungssystem zur Beschreibung der Kriechdehnung bzw. der Kriechdehnrate in Gleichung 3.2.21 vorgestellt. Es handelt sich um eine modifizierte Variante der Garofalo-Kriechbeschreibung, welche in [69, 70] veröffentlicht ist. Das verwendete Gleichungssystem ist dem Anhang B zu entnehmen.

Anders als bei klassischen Potenzgesetzbeschreibungen beispielsweise nach Norton und Norton-Bailey (vgl. [55]) ist mit der im Anhang B dargestellten Formulierung eine Beschreibung aller drei Kriechbereiche möglich. Entsprechende Formulierungen von Übergangszeiten dienen der Modellierung des Übergangs zwischen Primär- und Sekundär- bzw. Sekundär- und Tertiärkriechen. Ebenso sind Terme eingearbeitet, welche eine deutlich verbesserte Abbildung der Spannungsabhängigkeit zulassen, so dass im Vergleich zu klassischen Ansätzen ein deutlich größerer Beanspruchungs- und Zeitbereich mit einer akzeptablen Güte beschrieben werden kann. Die Temperaturabhängigkeit ist über entsprechende Arrhenius-Terme implizit enthalten, so dass eine Kriechbeschreibung über den gesamten Spannungs-, Temperatur und Zeitbereich mit vergleichsweise wenigen Parametern, 21 im Falle der dargestellten modifizierten Garofalo-Formulierung, möglich ist.

„Insbesondere zur Beschreibung von extremen Spannungskonzentrationen beispielsweise im Bereich einer Rissspitze, stellt die Eigenschaft einen größeren Beanspruchungs- und Zeitbereich mit einer akzeptablen Güte beschreiben zu können, eine besondere Notwendigkeit dar. Daher kommt für die Nachrechnungen in dieser Arbeit, sofern nicht anders erwähnt, die vorgestellte Garofalo-Kriechbeschreibung zum Einsatz.“

3.2.3.2 Inkrementelle Beschreibung

Auf vollständige viskoplastische oder vereinheitlichte inelastische konstitutive Modelle (vgl. [32, 71, 72]) wird an dieser Stelle nicht näher eingegangen. In dieser Arbeit werden ausschließlich phänomenologische Kriechgesetze verwendet, welche einen zusätzlichen, dem Kriechen zuzuordnenden Anteil des Dehnungstensors beschreiben. Dennoch ist eine zeitlich inkrementelle Erweiterung von Nöten, insbesondere sofern die Größen Spannung und Temperatur zeitlich nicht konstant sind. In diesem Fall ist in aller Regel eine geschlossene analytische Lösung nicht erzielbar. Zur numerischen Integration sind für den Fall einer sich zeitlich ändernden Spannung zwei etablierte und typische Verfestigungsansätze zu unterscheiden: Zeit- und Dehnungsverfestigung (vgl. [55]). Abbildung 3.2.3 verdeutlicht den generellen Unterschied am Beispiel einer sich ändernden Spannung σ_1 zu σ_2 zum Zeitpunkt t^* .

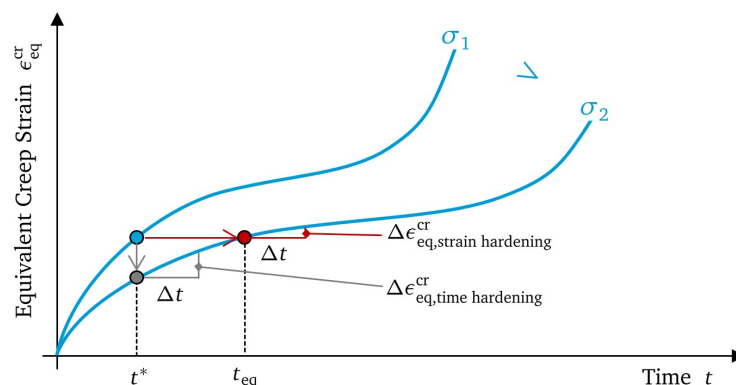


Abbildung 3.2.3: Visualisierung der Zeit- und Dehnungsverfestigungsregel

Für den Fall der Zeitverfestigung wird für ein neues Zeitinkrement die bisher absolvierte Zeit zur Berechnung des sich anschließenden Kriechdehnungsincrements $\Delta \epsilon_{eq}^{cr}$ bei einer nun anderen Spannung übertragen. Für den Fall der Dehnungsverfestigung ist die bisher akkumulierte Kriechdehnung maßgebend und stellt die zu fordernde Übertragungsgröße zur Berechnung des sich anschließenden Kriechdeh-

nungsinkrements $\Delta\epsilon_{eq}^{cr}$ bei einer nun anderen Spannung dar. Je nach Formulierung des Kriechgesetzes ist hierzu eine äquivalente Zeit t_{eq} zu berechnen. Selbstverständlich ist die generelle Ergebnisgröße vom gewählten Zeitinkrement Δt abhängig, welches ausreichend klein zu wählen ist. In aller Regel wird die Größe der Zeitschrittweite automatisch, unter anderem orientiert an einem maximal zulässigen Kriechdehnungsincrement, gesteuert (vgl. [66]).

„Für den Fall zyklischer Beanspruchungen sind die beiden vorgestellten Verfestigungsformulierungen jedoch nicht ohne Weiteres anwendbar [73, 74]. Insbesondere die physikalisch wohl sinnvollere Dehnungsverfestigungsregel kann nur auf Basis der einachsigen Vergleichsgröße nach VON MISES, welche per Definition stets positiv ist, umgesetzt werden. Diese für eine Zug-Druck-Wechselbeanspruchung beispielsweise resultierende permanente zyklische Akkumulation der Vergleichsdehnung führt damit zu einem nicht der Realität entsprechenden zyklischen Anstieg der Verfestigung. Eine geeignete Umsetzung dieser vor allen Dingen für klassische stationäre Kriechprobleme entwickelten Formulierungen auf den zyklischen Anwendungsfall ist unter anderem Gegenstand der Entwicklungen und Diskussionen in Kapitel 6 bzw. 6.3.2.1.“

3.2.4 Beschreibung des Anrissverhaltens

Zur Beschreibung einer für den LCF-Bereich maßgebenden ertragbaren Dehnungsamplitude ϵ_{amp} in Abhängigkeit der Anrisslastwechselzahl N_A sei an dieser Stelle die bekannte verknüpfte Anrisskennlinienbeschreibung des elastischen Anteils der Dehnungsamplitude nach BASQUIN und des plastischen Anteils der Dehnungsamplitude nach COFFIN und MANSON erwähnt:

$$\epsilon_{amp} = \epsilon_{amp}^{el} + \epsilon_{amp}^{pl} = \frac{\sigma'_f}{E} (2 N_A)^b + \epsilon'_f (2 N_A)^c, \quad (3.2.24)$$

mit den anzupassenden und temperaturabhängigen Parametern σ'_f , b , ϵ'_f , c . Die Gleichung wird im Folgenden orientiert am allgemeinen Sprachgebrauch als Manson-Coffin-Gleichung bezeichnet. Ratenabhängige Anteile bzw. der Einfluss einer überlagerten Kriechbeanspruchung können beispielsweise über die Anpassung von Versuchsergebnissen mit entsprechend langsamer Fahrweise oder enthaltenen Haltezeiten abgebildet werden. Auf die Beschreibung der Anriss- bzw. Bruchlebensdauer unter einer reinen Kriech- bzw. Zeitstandbeanspruchung mit Hilfe beispielsweise einer Masterkurvenbeschreibung nach LARSON und MILLER [75] wird hier nicht näher eingegangen.

3.3 Beschreibung des Risswachstumsverhaltens

Das vorherige Unterkapitel endete mit einer Beschreibung der Anrisslastwechselzahl in Abhängigkeit der Dehnungsamplitude. Ausgehend von diesem sogenannten „technischen Anriss“ können nun bruchmechanische Methoden eingesetzt werden, um die Risspitzenbeanspruchung und damit die Lastwechselzahl bzw. die Zeit abzuschätzen, welche ausgehend von dieser Anrissstiefe notwendig ist, um eine zum Versagen führende kritische Risstiefe zu erreichen. Ebenso ist der Einsatz bruchmechanischer Methoden denkbar, um die Lastwechselzahl bzw. die Zeit bis zum Vorhandensein einer technischer Risstiefe ausgehend von einer kleineren Anfangsrisstiefe zu bestimmen.

„ Diese beiden Fragestellungen stellen jedoch im Allgemeinen fundamentale Unterschiede an die zu verwendende bruchmechanische Beschreibung dar. Um diese Unterschiede zu verstehen und zu erläutern, ist die Betrachtung typischer sich ausbildender Zonen um eine Risspitze sinnvoll. Diese Zonen sind als Kreise idealisiert in Abbildung 3.3.1 skizziert. “

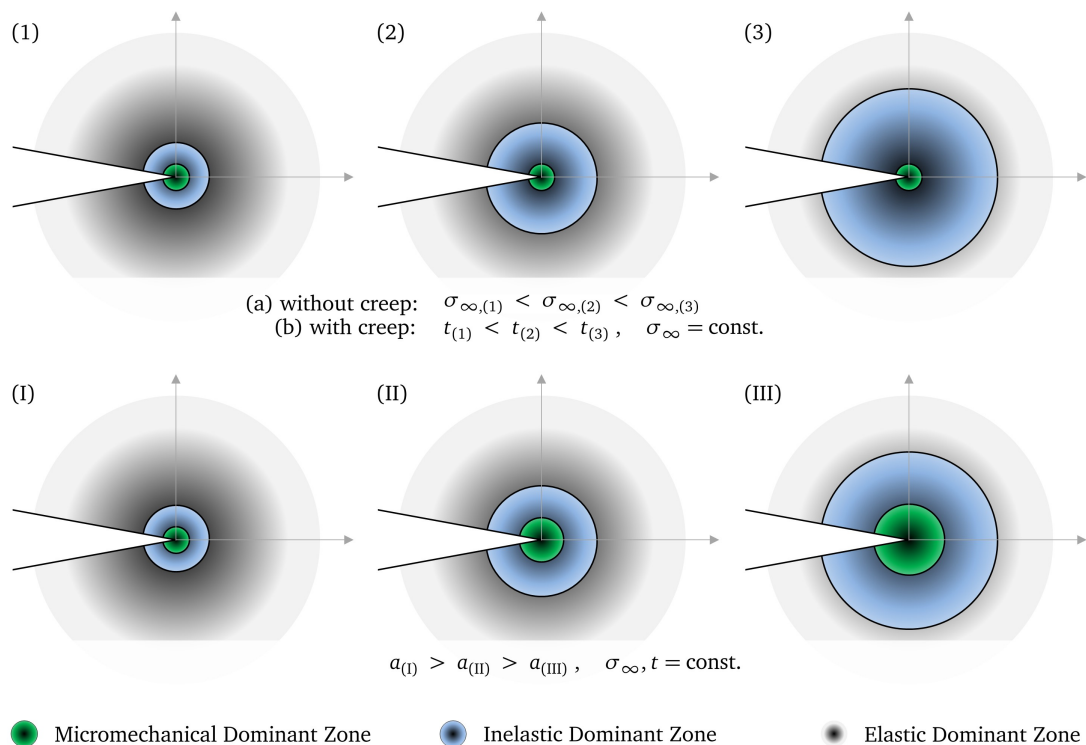


Abbildung 3.3.1: Kreisförmig idealisierte Zonen um eine Risspitze;

oben, (a): drei verschieden hohe Fernfeldbeanspruchungen ohne Berücksichtigung von Kriechen;
 oben, (b): Zustände zu drei verschiedenen Zeitpunkten und konstanter hoher Fernfeldbeanspruchung unter Berücksichtigung von Kriechen;
 unten: drei verschieden große Risstiefen bei identischer Fernfeldbeanspruchung und Zeit

Im Allgemeinen lässt sich der Bereich um eine Risspitze in die folgenden drei Zonen einteilen. Eine Zone, in der mikromechanische Prozesse dominant stattfinden, wie beispielsweise trans- oder interkristalline Materialtrennungen. Eine Zone, in der inelastische Deformationen dominant stattfinden und eine Zone, in der elastische Deformationen dominant stattfinden. Für verschieden hohe Lasten zeigt sich, zunächst unter Vernachlässigung von Krieeffekten, eine Vergrößerung der plastischen Zone bei einer Steigerung der Last von (1) nach (3) (vgl. Abbildung 3.3.1 (a), oben). Können demnach für niedri-

ge Lasten die mikromechanische Prozesszone und die plastische Zone vernachlässigt werden (1) und die Rissspitzenbeanspruchung auf Basis linear elastischer Theorien beschrieben werden, so ist dies im Fall (3) aufgrund der dominanten Ausprägung der inelastischen Zone nicht mehr möglich. Unter einer Kriechbeanspruchung und konstanter äußerer Last zeigt die Betrachtung der Rissspitze zu verschiedenen Zeiten $t_{(1)}$ bis $t_{(3)}$ analoges, so dass für den Zustand (3) statt einer linear elastischen Beschreibung eine viskoplastische Beschreibung des Rissspitzenzustandes erfolgen muss.

Diese Betrachtung der Gültigkeitsgrenzen der Rissspitzenbeanspruchung ist demnach zunächst einmal last- und zeitabhängig. Analog dazu liefert die Betrachtung unterschiedlicher Risstiefen die im unteren Teil der Abbildung 3.3.1 skizzierte Situation. Bei Vergleich des oberen und unteren Teils der Abbildung 3.3.1 wird vor dem Hintergrund der vorherigen Ausführungen klar, dass eine linear elastische Beschreibung der Rissspitzenbeanspruchung auch dann nicht zulässig ist, sofern entsprechend kleine Risstiefen (vgl. Abbildung 3.3.1 (III)) betrachtet werden. Risse, bei denen der inelastisch dominante Bereich im Vergleich zur Risttiefe nicht vernachlässigbar klein ist, bezeichnet man im Allgemeinen auch als mechanisch kurze Risse (vgl. [76]). Die Beschreibung solcher Risse erfordert also genauso wie im Fall (3) eine elastisch-plastische Beschreibung der Rissspitzenbeanspruchung. Ebenso ist bei Betrachtung des Beispiels (III) erkennbar, dass für den Fall entsprechend kleiner Risstiefen die durch die Korngröße des Materials bestimmte mikrostrukturelle Prozesszone unter Umständen ebenfalls nicht als vernachlässigbar angenommen werden kann. Risse, bei denen die Prozesszone eine dominante Ausprägung besitzt, werden auch als mikrostrukturell kurze Risse bezeichnet (vgl. [77, 78]). Nach [78] können mikrostrukturelle Effekte und damit der Einfluss der Prozesszone ab einer Risttiefe größer als das fünffache des mittleren Korndurchmessers als abgeklungen angenommen werden.

Für diese Arbeit werden ausschließlich Risstiefen betrachtet, welche diese Bedingung erfüllen, so dass auf die Beschreibung mikrostrukturell kurzer Risse nicht näher eingegangen wird. Es folgen demnach relevante Ansätze zur Beschreibung dominant linear elastischer und zur Beschreibung dominant elastisch (visko-)plastischer Rissspitzenzustände unter einer zyklischen Kriechermüdigungsbeanspruchung. Alle Betrachtungen beziehen sich ausschließlich auf den für diese Arbeit relevanten Rissöffnungsmodus I (vgl. [60, 79]). Entsprechende Indizierungen zur Unterscheidung der Rissöffnungsmodi sind daher im Folgenden nicht verwendet.

3.3.1 Linear Elastische Dominanz

3.3.1.1 Intensität des Spannungsnahfeldes

Für den Fall eines fiktiv linear elastischen Materialverhaltens lässt sich die Verteilung der sich einstellen- den Normalspannung in unmittelbarer Umgebung der Risspitze mit Hilfe folgender singulären Funktion in Abhängigkeit des radialen Abstands r von der Risspitze beschreiben (vgl. Abbildung 3.3.2):

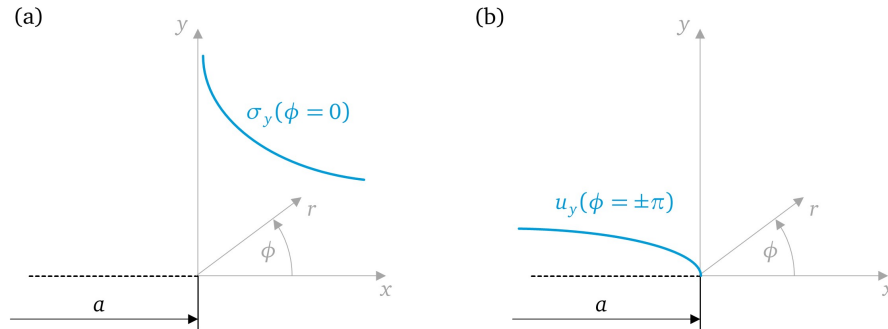


Abbildung 3.3.2: Zur Beschreibung des (a) Spannungs- und (b) Verschiebungsnahfeldes normal zur Risspitze

$$\sigma_y(r, \phi = 0) = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} \quad , \quad (3.3.1)$$

$$u_y(r, \phi = \pm\pi) = \pm \frac{\kappa + 1}{2\mu} K \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \quad . \quad (3.3.2)$$

Die Kolosov'sche Konstante κ und der Schubmodul μ stehen in folgender Beziehung zu Elastizitätsmodul und Querkontraktionszahl:

$$\kappa = \begin{cases} (3 - \nu) / (1 + \nu) & \text{ESZ} \\ 3 - 4\nu & \text{EVZ} \end{cases} \quad , \quad \mu = \frac{E}{2(1 + \nu)} \quad (3.3.3)$$

Basis dieser Nahfeldbeschreibungen lieferten die Arbeiten von WILLIAMS [80] und IRWIN [81]. Die in Gleichung 3.3.1 und 3.3.2 dargestellte Form stellt das Ergebnis einer Reihenentwicklung dar, welche nach dem ersten Term abgebrochen wurde. Höhere Terme, wie der für größere Abstände von der Risspitze dominant wirkende Term der T -Spannung, sind hier demnach nicht berücksichtigt. Der Proportionalitätsfaktor K in Gleichung 3.3.1 beschreibt also die Stärke der Ausprägung des Spannungsnahfeldes und wird im Allgemein daher als Spannungsintensitätsfaktor bezeichnet. Ferner zeigen die Gleichungen 3.3.1 und 3.3.2, dass, linear elastisches Materialverhalten vorausgesetzt, die Normalspannung im Bereich der Risspitze einer $1/\sqrt{r}$ -Funktion und das Rissöffnungsverschiebungsfeld einer \sqrt{r} -Funktion folgt.

3.3.1.2 Energiebetrachtungen

Die Anwendung des ersten Hauptsatzes der Thermodynamik zur Beschreibung rissbehafteter Probleme der Strukturmechanik geht zurück auf CHEREPANOV [82]. Allgemein ist bei Vernachlässigung thermischer und kinetischer Energieraten zu fordern, dass bei einem betrachteten Zustandsübergang die Rate der Arbeit der äußeren Kräfte $\dot{\mathcal{W}}_{\text{ext}}$ gleich der Summe der Rate der inneren Energie $\dot{\mathcal{W}}_{\text{int}}$ und der Rate dissipativer Anteile $\dot{\mathcal{D}}$ ist.

$$\frac{\Delta \mathcal{W}_{\text{ext}}}{\Delta t} = \frac{\Delta \mathcal{W}_{\text{int}}}{\Delta t} + \frac{\Delta \mathcal{D}}{\Delta t} . \quad (3.3.4)$$

Mit der Einführung des Potentials Π als Differenz der externen Arbeit und inneren Energie:

$$-\Pi = \mathcal{W}_{\text{ext}} - \mathcal{W}_{\text{int}} , \quad (3.3.5)$$

lässt sich für einen Übergang des Zustands (1) in den Zustand (2) schreiben:

$$-\frac{\Pi^{(2)} - \Pi^{(1)}}{t^{(2)} - t^{(1)}} = \frac{\Delta \mathcal{D}}{\Delta t} . \quad (3.3.6)$$

Diese Beziehung nutzte GRIFFITH [83] um zwei unterschiedlich tief gerissene Strukturen zu vergleichen. Der auf die Rissflächendifferenz ΔA bezogene Potentialunterschied zweier Zustände entspricht dem auf die Rissflächendifferenz bezogenen dissipativen Anteil, welcher als Energiefreisetzungsrate bekannt und im Folgenden mit \mathcal{G} bezeichnet ist:

$$-\frac{\Pi^{(2)} - \Pi^{(1)}}{A^{(2)} - A^{(1)}} = \frac{\Delta \mathcal{D}}{\Delta A} = \mathcal{G} . \quad (3.3.7)$$

GRIFFITH stellte die Hypothese auf, dass diese auf die Rissverlängerung bezogene „freigesetzte“ Energie gleich der Oberflächenenergie der sich neu bildenden Rissflächen sein muss und formulierte ein entsprechendes Versagens- bzw. Bruchkriterium. In dieser Arbeit ist eine etwas andere Interpretation dieses Sachverhaltes weiter verfolgt.

Der Zustandsübergang einer Struktur mit der Risstiefe $a^{(1)} = a$ nach $a^{(2)} = a + \Delta a$ kann ebenso auf Basis lokaler energetischer Betrachtungen wie folgt interpretieren werden: Aus dem Zustand (2) lässt sich exakt der Zustand (1) gewinnen, sofern für den Fall (2) entsprechende Ersatzkräfte auf den Rissanteil der Länge Δa appliziert werden, so dass die Öffnung dieses zusätzlichen Rissanteils sich gerade wieder zu Null ergibt. Die dafür zu verrichtende Riss-schließarbeit sei mit $\Delta \mathcal{W}_c$ bezeichnet und kann für linear elastisches Materialverhalten mit Hilfe der Gleichungen 3.3.1 und 3.3.2 berechnet werden:

$$\Delta \mathcal{W}_c = - \int_0^{\Delta a} \frac{1}{2} \sigma_y (u_y^+ - u_y^-) ds , \quad (3.3.8)$$

mit u_y^+ und u_y^- als den Rissöffnungsverschiebungen des oberen und unteren Rissufers. Da im Rahmen dieser Interpretation keine neuen Oberflächen gebildet werden, sind dissipative Anteile in der Gesamtenergiebilanz demnach nicht zu berücksichtigen. Insofern muss gelten:

$$\frac{\Delta \mathcal{W}_{\text{ext}}}{\Delta A} - \frac{\Delta \mathcal{W}_{\text{int}}}{\Delta A} = - \frac{\Delta \mathcal{W}_c}{\Delta A} = - \frac{\Delta \Pi}{\Delta A} = \mathcal{G} , \quad (3.3.9)$$

so dass sich durch Einsetzen und Integrieren von Gleichung 3.3.8 mit Hilfe der Gleichungen 3.3.1 und 3.3.2 für den Grenzübergang $\lim_{\Delta a \rightarrow 0}$ die Energiefreisetzungsrate \mathcal{G} berechnen lässt zu:

$$\mathcal{G} = \frac{\kappa + 1}{8\mu} K^2 \quad . \quad (3.3.10)$$

Das Einsetzen der Konstanten aus Gleichung 3.3.3 für den Fall eines ebenen Spannungs- oder eines ebenen Verzerrungszustandes liefert den für linear elastisches Materialverhalten bekannten Zusammenhang der Energiefreisetzungsrate \mathcal{G} und des Spannungsintensitätsfaktors K :

$$\mathcal{G} = \begin{cases} \frac{K^2}{E} & \text{ESZ} \\ \frac{K^2}{E/(1-\nu^2)} & \text{EVZ} \end{cases} \quad (3.3.11)$$

„Eine für diese Arbeit wichtige Erkenntnis ist, dass für die Energiefreisetzungsrate \mathcal{G} neben einer Interpretation der Oberflächenenergie ebenso die Definition einer auf einen hinreichend kleinen Rissfortschritt bezogenen virtuellen Rissöffnungs- oder Riss-schließenergie Gültigkeit besitzt (vgl. IRWIN [81]). Noch einmal betont sei die Forderung der Betrachtung hinreichend kleiner Rissverlängerungen Δa bzw. die Bildung des Grenzübergangs $\lim_{\Delta a \rightarrow 0}$, welche bei der Anwendung der o.g. Beziehungen stets einzuhalten ist.“

3.3.1.3 J -Integral Beschreibung

Herleitung

Wie gezeigt, kann die Intensität des Spannungsnahfeldes mit Hilfe des Vergleichs des elastischen Potentials eines Strukturvolumens zweier Zustände a und $a + da$ berechnet werden. In diesem Unterkapitel wird nun eine weitere Größe, das sogenannte J -Integral eingeführt, welches ebenfalls die Möglichkeit bietet, diese rissflächenbezogene Potentialänderung zu quantifizieren. Die Ausführungen orientieren sich im Wesentlichen an der Übersicht in [84] und wurden zum Teil bereits in [85] zusammengefasst.

Zunächst sei die in Abbildung 3.3.3 (a) skizzierte Risspitze betrachtet.

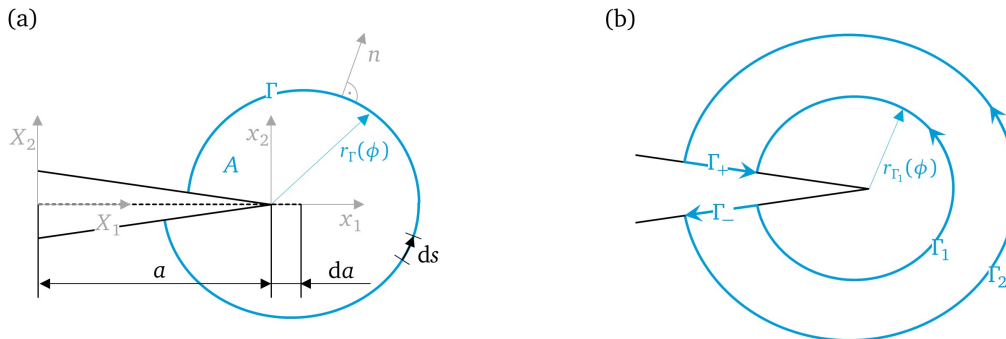


Abbildung 3.3.3: Bezeichnungen zur Herleitung (a) und Betrachtung der Wegunabhängigkeit (b) des J -Integrals

Um die Risspitze sei eine Kontur Γ gelegt, welche die Fläche A umschließt. Das lokale Koordinatensystem x_i sei fest der Risspitze zugeordnet und würde bei einer Verlängerung des Risses um da mitbewegt. X_i

hingegen stellt ein global fixes System dar. Für die skizzierte ebene Situation ist zunächst eine Einheitsdicke von 1 angenommen. Den Gleichungen 3.3.5 und 3.3.7 folgend, lautet die auf eine infinitesimale Risserweiterung bezogene Potentialänderung innerhalb der Kontur Γ :

$$\mathcal{G} = -\frac{d\Pi}{da} = \frac{d(\mathcal{W}_{\text{ext}} - \mathcal{W}_{\text{int}})}{da} = \frac{d}{da} \left(\int_{\Gamma} t_i u_i ds - \int_A \mathcal{U} dA \right), \quad (3.3.12)$$

mit dem auf der Integrationskontur normal stehenden Schnitttrandspannungsvektor $t_i = \sigma_{ij} n_j$ und der Formänderungsenergiedichte $\mathcal{U} = \int_0^{\epsilon_{ij}} \sigma_{ij} d\epsilon_{ij}$. Der Vektor u_i bezeichnet den Vektor der Verschiebungen, dessen partielle Ableitung nach x_j in diesem Fall, im Zusammenhang mit der Betrachtung des angegebenen Produkts „ $t_i u_i$ “ unter Ausnutzung der Symmetrie von σ_{ij} , mit dem Dehnungstensor direkt gleichgesetzt werden kann: $\epsilon_{ij} = \frac{\partial u_i}{\partial x_j}$.

Aufgrund der potentiellen Abhängigkeit aller Größen von der Risstiefe a und den Ortskoordinaten x_i , wobei gilt: $x_1 = X_1 - a$ und $x_2 = X_2$, führt die totale Ableitung zum Ausdruck:

$$\mathcal{G} = - \int_A \frac{\partial \mathcal{U}}{\partial a} dA + \int_{\Gamma} t_i \frac{\partial u_i}{\partial a} ds + \int_A \frac{\partial \mathcal{U}}{\partial x_1} dA - \int_{\Gamma} t_i \frac{\partial u_i}{\partial x_1} ds. \quad (3.3.13)$$

Mit den vorgestellten Beziehungen kann das erste Integral aus Gleichung 3.3.13 umgeschrieben werden:

$$- \int_A \frac{\partial \mathcal{U}}{\partial a} dA = - \int_A \frac{\partial \mathcal{U}}{\partial \epsilon_{ij}} \frac{\partial \epsilon_{ij}}{\partial a} dA = - \int_A \sigma_{ij} \frac{\partial^2 u_i}{\partial x_j \partial a} dA. \quad (3.3.14)$$

„An dieser Stelle sei nochmals explizit darauf hingewiesen, dass für diesen Schritt ausgenutzt wurde, dass die Ableitung der Formänderungsenergiedichte nach dem Dehnungstensor in eindeutiger Weise den Spannungstensor ergibt:

$$\sigma_{ij} = \frac{\partial \mathcal{U}}{\partial \epsilon_{ij}}. \quad (3.3.15)$$

Dies entspricht der Forderung eines Materialverhaltens im Sinne der Deformationstheorie (vgl. Abbildung 3.2.2).“

Das zweite Integral aus Gleichung 3.3.13 lässt sich mit Hilfe des Gauss'schen Integralsatzes umschreiben zu:

$$\int_{\Gamma} \sigma_{ij} \frac{\partial u_i}{\partial a} n_j ds = \int_A \frac{\partial \sigma_{ij} \frac{\partial u_i}{\partial a}}{\partial x_j} dA = \int_A \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j} \frac{\partial u_i}{\partial a} dA + \int_A \sigma_{ij} \frac{\partial^2 u_i}{\partial x_j \partial a} dA. \quad (3.3.16)$$

Bei Nichtvorhandensein von Volumenkräften fordert die allgemeine Gleichgewichtsbedingung: $\frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j} = 0$, so dass sich das vorletzte Integral aus Gleichung 3.3.16 zu Null ergibt. Einsetzen der Gleichung 3.3.16 und 3.3.14 in 3.3.13 und erneute Anwendung des Gauss'schen Integralsatzes liefert schließlich:

$$\mathcal{G} = \int_{\Gamma} \left(\mathcal{U} dx_2 - t_i \frac{\partial u_i}{\partial x_1} ds \right) = J. \quad (3.3.17)$$

Diese Beziehung ist auch bekannt als J -Integral und wurde seinerzeit von CHEREPANOV [82] und RICE [86] auf Basis entsprechender Vorarbeiten entwickelt. Die vorgestellte Formulierung entspricht ebenso der ersten Komponente des von ESHELBY dokumentierten J -Integralvektors [87]. Dessen Herleitung unterscheidet sich von der hier gezeigten insofern, als dass ESHELBY auf Basis von Divergenzbetrachtungen des Energie-Impulstensors der Elastostatik (vgl. [88]) Singularitäten im Integrationsbereich quantifiziert. Das resultierende J_1 -Integral ist jedoch exakt identisch zu Gleichung 3.3.17.

„Im Rahmen der Herleitung wurde von folgenden Voraussetzungen Gebrauch gemacht:

I. Der Integrationsbereich ist frei von Volumenlasten.

II. Der Spannungstensor ist eindeutig durch die Ableitung der Formänderungsenergiedichte nach dem Dehnungstensor bestimmbar.“

Wegunabhängigkeit & Numerische Implementierung

Eine wesentliche Eigenschaft des eingeführten J -Integrals ist seine Wegunabhängigkeit, welche im Anhang C in ausführlicher Form und orientiert an Abbildung 3.3.3 (b) betrachtet wird. Ebenso sind dort weitere Randbedingungen aufgeführt, welche entsprechend einzuhalten sind, um von der Wahl des Integrationspfades Γ unabhängige Ergebnisse zu erzielen. Sind entsprechende Forderungen verletzt, schafft die sogenannte generalisierte Form unter Umständen Abhilfe:

$$J = \lim_{r_\Gamma \rightarrow 0} \int_{\Gamma} \left(\mathcal{U} \, dx_2 - t_i \frac{\partial u_i}{\partial x_1} ds \right). \quad (3.3.18)$$

Die generalisierte Form des J -Integrals stellt demnach einen auf die Rissspitze zusammengezogenen Integrationspfad dar. Für weitere Details zur konkreten numerischen Umsetzung der Berechnung des J -Integrals innerhalb der FEM-Software ABAQUS sei ebenfalls auf den Anhang C verwiesen.

3.3.2 Elastisch-Plastische Dominanz

Wie bereits eingangs des Kapitels 3.3 erläutert, kann bei dominanten und nicht mehr zu vernachlässigenden Ausdehnungen der plastischen Zone der Rissspitzenzustand nicht mehr alleine auf Basis linear elastischer Modellvorstellungen beschrieben werden. Welche Konsequenzen diese Tatsache auf die in Kapitel 3.3.1 eingeführten Beschreibungen hat, bzw. welche Erweiterungen notwendig und denkbar sind, ist nachfolgend erläutert.

3.3.2.1 Intensität des Spannungsnahfeldes

Sofern das Materialverhalten im Sinne der Deformationstheorie (vgl. Kapitel 3.2.2.1) wie ein nichtlinear elastisches beschrieben werden kann, zeigten HUTCHINSON [89], RICE und ROSENGREN [90], dass das sich einstellende Spannungs- und Dehnungsfeld bzw. das sich daraus ergebende Verschiebungsfeld im Bereich der Rissspitze wie folgt ausgedrückt werden kann:

$$\sigma_{ij} = \sigma_Y \left(\frac{J E}{I \alpha \sigma_Y^2} \frac{1}{r} \right)^{\frac{1}{n+1}} \hat{\sigma}_{ij}(\phi), \quad (3.3.19)$$

$$u_{ij} = \frac{\alpha \sigma_Y}{E} \left(\frac{J E}{I \alpha \sigma_Y^2} \right)^{\frac{n}{n+1}} r^{\frac{1}{n+1}} \hat{u}_{ij}(\phi). \quad (3.3.20)$$

Diese gefundene Formulierung des Rissspitzennahfeldes unter dominant elastisch-plastischen Zuständen wird nach den Autoren auch als HRR-Feld bezeichnet. Die Parameter α , σ_Y und n entsprechen der eingeführten Beschreibung nach RAMBERG-OSGOOD (vgl. Gleichung 3.2.5 und 3.2.11). Die Integrationskonstante I und die normierten Winkelfunktionen $\hat{\sigma}_{ij}(\phi)$, $\hat{u}_{ij}(\phi)$ liegen für verschiedene Randbedingungen in tabellierter Form vor. BROCK [91] liefert eine Übersicht für verschiedene Fälle abgeleiteter Winkelfunktionen und gibt ebenfalls weitere, tiefere Einblicke in die mathematischen Hintergründe und Herleitungen. Unter einer dominant elastisch-plastischen Beanspruchung im Sinne der Deformationstheorie beschreibt damit das zuvor ausführlich hergeleitete J -Integral die Intensität des Spannungsnahfeldes.

„An dieser Stelle sei nochmals die Herleitung des J -Integrals und die sich daraus ergebenden Gültigkeitsgrenzen betrachtet. Wie bereits in Kapitel 3.2.2.1 erwähnt, beschreibt eine deformationstheoretische Formulierung das Materialverhalten wie ein nichtlinear elastisches. Für diese Art der Materialbeschreibung ändert sich die Herleitung für J demnach in keinsten Weise und kann ohne weitere Einschränkungen verwendet werden. Explizit festzuhalten ist jedoch, dass die vorgestellten Formulierungen für J nur dann Gültigkeit besitzen, sofern ausschließlich deformationstheoretische Beschreibungen verwendet werden. Eine Abbildung von Entlastungsvorgängen und damit auch die Beschreibung zyklischer Vorgänge ist daher ohne Weiteres nicht möglich. Diese generelle Problematik wird etwas später in diesem Kapitel noch einmal aufgegriffen.“

3.3.2.2 Energiebetrachtungen

Analog zu Gleichung 3.3.9 und 3.3.17 sei die globale Energiebilanz einer sich dominant elastisch-plastisch verhaltenden gerissenen Struktur mit Einheitsdicke betrachtet:

$$J = -\frac{d\Pi}{da} = \frac{dW_{\text{ext}}}{da} - \left(\frac{dW_{\text{int}}^{\text{el}}}{da} + \frac{dW_{\text{int}}^{\text{pl}}}{da} \right) = -\frac{dW_c}{da} \quad (3.3.21)$$

Mit diesen Beziehungen lässt sich ebenso der Wert des J -Integrals nach wie vor über globale Energiebilanzen berechnen, sofern als Eingangsgrößen zwei Zustände gleicher monotoner Belastung für zwei Risstiefen a und $a + \Delta a$ mit hineinreichend kleinem Δa vorgegeben werden. Abbildung 3.3.4 verdeutlicht dieses Vorgehen.

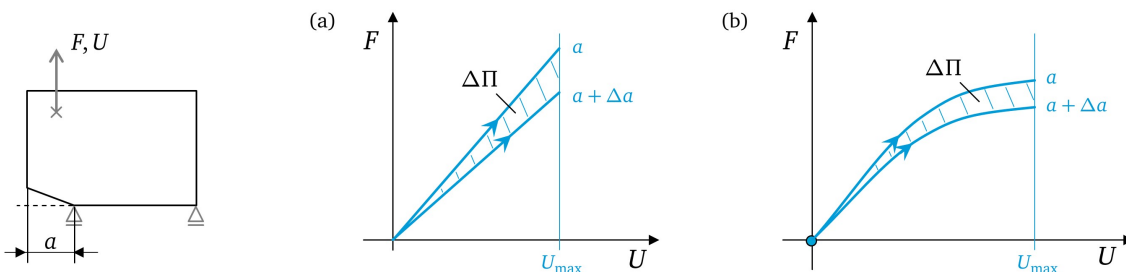


Abbildung 3.3.4: Zur Energiedifferenz zweier Risszustände mit identischer globaler Maximalverformung
(a) linear elastisches Materialverhalten (b) nichtlinear elastisches Materialverhalten

„Sofern das Materialverhalten also im Sinne einer Deformationstheorie als nichtlinear elastisch interpretiert wird, ist eine Berechnung des J -Integrals auf Basis globaler Energiebetrachtungen ebenfalls möglich und das Ergebnis gleichwertig zu den linear elastischen Betrachtungen.“

Die lokale Rückführung auf einen Spannungsintensitätsfaktor (vgl. Gleichung 3.3.8 und 3.3.10) ist selbstverständlich nicht möglich, da hierzu entsprechende Beziehungen eines sich rein linear elastisch verhaltenen Materials verwendet wurden.

Unterstellt man reales, elastisch-plastisches Materialverhalten, enthält die auf die Rissverlängerung bezogene Änderung des Potentials in Gleichung 3.3.21 ebenfalls dissipative Anteile (W_{int}^{pl}). Die Summation der inneren Energie und externen Arbeit stellt also kein elastisches Potential dar, welches einzig und allein einer Rissverlängerung zugeordnet werden kann. Demnach verliert das J -Integral im Elastisch-plastischen seine Energieinterpretation. Diese Problematik ist ebenfalls in [92] und [93] angesprochen und als eine Ursache für die in aller Regel starke Geometrieabhängigkeit von sogenannten Risswiderstandskurven angeführt. “

3.3.2.3 Zyklische J -Integral Beschreibung

Wie bereits gezeigt, können die in Kapitel 3.3.1 vorgestellten J -Integral Berechnungsmöglichkeiten verwendet werden, sofern das Materialverhalten der Deformationstheorie folgt. Dies ist für eine zyklisch beanspruchte Risspitze beispielsweise unter einer typischen LCF-Beanspruchung offensichtlich nicht der Fall, so dass in diesem Kapitel Methoden aufgezeigt werden, welche eine Erweiterung des J -Integrals für den zyklisch plastischen Fall potentiell möglich machen.

Analytische Erweiterungen für zyklische Beschreibungen

Zunächst sei die Zusammenstellung [94] erwähnt, in der in Form eines Handbuches für zahlreiche bruchmechanischen Ersatzmodelle und Standardproben analytische Formulierungen des J -Integrals aufgeführt sind. Allen Formulierungen ist gemein, dass das J -Integral unter einer elastisch-plastisch monoton steigenden Beanspruchung in einen elastischen und einen plastischen Anteil additiv aufgeteilt ist. Der elastische Teil ist hierbei durch den in Gleichung 3.3.11 gezeigten Zusammenhang für den ebenen Spannungs- oder den ebenen Verzerrungszustand mit $\mathcal{G} = J^{el}$ gegeben. Eine analytische Beschreibung des plastischen Anteils für einen halbkreisförmigen Oberflächenanriss unter einer äußeren Membranbeanspruchung entwickelte beispielsweise DOWLING in [95] (vgl. Abbildung 3.3.5 (a)).

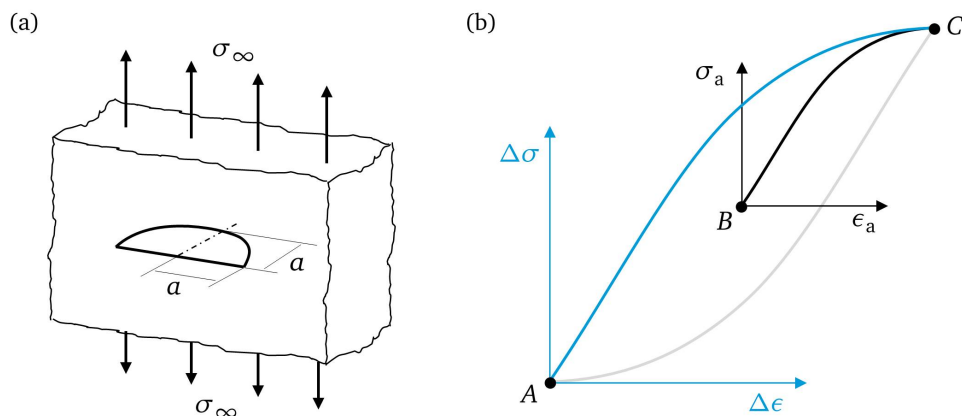


Abbildung 3.3.5: (a) Bruchmechanisches Ersatzmodell eines angeschnittenen halbkreisförmigen Fehlers unter Membranbeanspruchung. (b) Beschreibung des Hysteresenhalbastes zur Extraktion von ΔJ

Es resultiert die folgende, vielfach verwendete Näherungsbeschreibung des J -Integrals:

$$J = \left(1.24 \frac{\sigma_{\infty}^2}{E} + 1.02 \sqrt{n} \sigma \epsilon_{\infty}^{\text{pl}} \right) a \quad . \quad (3.3.22)$$

Die Materialparameter n und E entsprechen erneut den Größen der Ramberg-Osgood Formulierung (Gleichung 3.2.5). In [18] ist diese Gleichung mit einer alternativen analytischen Formulierung, welche auch die Basis des bekannten Schädigungsparameters nach HEITMANN (vgl. [41]) darstellt, und damit auch im D_{TMF} -Parameter (vgl. [44]) Verwendung findet, verglichen. Die Vergleiche zeigen eine nahezu identische Beschreibungsgüte beider Ansätze für die in [18] untersuchten Fälle.

Erneut in [95] ist nun für den zyklischen Fall folgendes Vorgehen vorgeschlagen: Eine Berechnung des zyklisch interpretierbaren J -Integrals, ohne die Bedingungen einer deformationstheoretischen Beschreibung zu verletzen, ist möglich, sofern man statt des Erstbelastungsastes ($B \rightarrow C$ in Abbildung 3.3.5 (b)) den Hysteresenhalbast beschreibt ($A \rightarrow C$ in Abbildung 3.3.5 (b)) bzw. das Koordinatensystem entsprechend verschiebt. Unter Verwendung der sich so ergebenden Schwingbreiten der Spannung und Dehnung statt der Absolutwerte derselben, kann mit Hilfe von Gleichung 3.3.22 der Wert des zyklisch interpretierbaren J -Integrals angegeben werden:

$$\Delta J = \left(1.24 \frac{\Delta \sigma_{\infty}^2}{E} + 1.02 \sqrt{n} \Delta \sigma \Delta \epsilon_{\infty}^{\text{pl}} \right) a \quad . \quad (3.3.23)$$

Dieses Vorgehen nach DOWLING [95] sei im Weiteren mit „zyklischer Korrektur“ bezeichnet.

Numerische Implementierung

Eine numerische Berechnung beispielsweise auf Basis der Kontur- oder Gebietsintegralmethode ist, für ein von der Deformationstheorie abweichendes Verhalten, ohne Weiteres nicht zulässig. Dennoch ist beispielsweise in [25] ein möglicher Weg der Berechnung mit Hilfe der Finiten Elemente Methode skizziert. Orientiert an der zuvor erläuterten Idee der zyklischen Korrektur innerhalb der analytischen Beschreibungen, kann ein Wert von ΔJ im Rahmen der FEM prinzipiell wie folgt berechnet werden. Sofern das Material einem Masing-Verhalten folgt (vgl. [63]), kann die Beschreibung eines Hysteresenhalbastes durch geometrische Verdopplung der Ramberg-Osgood-Beschreibung der zyklischen Fließkurve erreicht werden, so dass sich folgende Spannungs-Dehnungsbeziehung (vgl. Gleichung 3.2.5), hier beispielhaft für den einachsigen Fall in Schwingbreiten formuliert, aufschreiben lässt:

$$\Delta \epsilon = \frac{\Delta \sigma}{E} + \frac{\alpha}{E} \left(\frac{\Delta \sigma}{2 \sigma_Y} \right)^{n-1} \Delta \sigma \quad , \quad (3.3.24)$$

Diese direkte Beschreibung der geometrisch verdoppelten Fließkurve kann nun innerhalb der FEM vorgegeben werden, so dass bei Belastung des Modells mit einer monotonen Last von 0 bis auf $\Delta \sigma$ (vg. $A \rightarrow C$ in Abbildung 3.3.5 (b)) direkt der Hysteresenhalbast beschrieben wird. Lastumkehr ist damit vermieden, das Werkstoffverhalten ist im Sinne der Deformationstheorie formuliert und das Ergebnis der Gebietsintegralmethode entspricht direkt ΔJ . Auf Basis der Überlegungen in [96] wurde kürzlich ein ähnlicher Ansatz von CHEN [97] und EWEST [46] vorgestellt.

„ Diese Art der Übertragung der Berechnung von J auf zyklische Beanspruchungen wirft jedoch einige Fragen auf: Zum einen muss bezweifelt werden, ob sich unter einer wiederkehrenden elastisch-plastischen Beanspruchung ein HRR-Feld (vgl. Gleichung 3.3.19) ausbildet und damit

das J -Integral tatsächlich als Intensitätsparameter interpretiert werden kann. Wie dargelegt, wurde die Lösung des Spannungsnahfeldes unter monotoner Belastung formuliert. Ob sich dieses Nahfeld auch unter einer zyklischen elastisch-plastischen Beanspruchung unter einem wachsenden Riss einstellt, ist unklar. Ebenfalls kann bezweifelt werden, ob das zyklisch elastisch-plastische Materialverhalten im Bereich eines wachsenden Risses und einer sich entsprechend ausbildenden plastischen Nachlaufzone (vgl. Kapitel 3.3.4) beschrieben werden kann, indem Masing-Verhalten, eine monotone Belastung und jeweils ein Anfangsriss mit verschiedenen Ausgangstiefen a angesetzt wird.

In [98] ist kürzlich ein weiterer Ansatz veröffentlicht, welcher das J -Integral für zyklisch-plastische Beanspruchungen lediglich in einer sogenannten aktiven zyklischen plastischen Zone auswertet. Auch wenn die Ergebnisse sehr vielversprechend scheinen, wird dieser Ansatz hier nicht weiter verfolgt, da die Definition der Größe der mitwachsenden plastischen Zone zumindest einen weiteren, nicht physikalisch interpretierbaren Parameter erfordert, dessen geometrische Unabhängigkeit und damit dessen Übertragbarkeit zum jetzigen Zeitpunkt nicht sichergestellt werden kann.

Aktuell stehen demnach nur eingeschränkt physikalisch abgesicherte Beschreibungen und Interpretationen von ΔJ für den zyklisch elastisch-plastischen Fall zur Verfügung. Dieses Defizit wird daher in den Kapiteln 5 und 6 im Rahmen dieser Arbeit aufgegriffen und ein möglicher Lösungsansatz entwickelt. “

3.3.3 Viskoplastische Dominanz

Sofern zeitabhängige Vorgänge im Bereich der Rissspitze von dominanter Ausprägung sind, müssen in analoger Weise die sich einstellenden Rissspitzenbeschreibungen geeignet formuliert werden. Zur Übertragung der bereits vorgestellten Ansätze auf den Fall dominanten Kriechens kann auf die sogenannte Hoff'sche Analogie [99] zurückgegriffen werden. HOFF konnte zeigen, dass der Spannungszustand eines Körpers, dessen Kriechdehnungstensor durch ein Gesetz der Form:

$$\dot{\epsilon}_{ij}^{\text{cr}} = f(\sigma_{\text{eq}}) s_{ij} \quad , \quad (3.3.25)$$

beschrieben ist, gleich dem Spannungszustand eines geometrisch identischen Körpers ist, der nach folgender Gesetzmäßigkeit beschrieben werden kann (vgl. auch [55]):

$$\epsilon_{ij}^{\text{pl}} = f(\sigma_{\text{eq}}) s_{ij} \quad . \quad (3.3.26)$$

Gleichung 3.3.25 beschreibt hierbei die Rate des viskoplastischen Anteils des Dehnungstensors bei stationärem Kriechen äquivalent zur vorgestellten Kriechbeschreibung (Gleichung 3.2.23) wohingegen Gleichung 3.3.26 äquivalent zur Ramberg-Osgood-Formulierung (Gleichung 3.2.11) zu sehen ist. Diese Analogie kann ausgenutzt werden, um, wie im Folgenden gezeigt, die bereits vorgestellten Formulierungen für das Rissspitzennahfeld auf Basis von Energiebetrachtungen oder auf Basis der Gebietsintegralmethode auf eine dominante Kriechbeanspruchung im Bereich der Rissspitze zu übertragen.

3.3.3.1 Intensität des Spannungsnahfeldes

In [68] und [100] ist letztendlich auf Basis der vorgestellten Analogiebetrachtungen und der bereits vorgestellten HRR-Feldbeschreibung (vgl. Gleichung 3.3.19 und 3.3.20) das sich unter stationärem Kriechen einstellende Nahfeld im Bereich der Rissspitze wie folgt formuliert:

$$\sigma_{ij} = \sigma_Y \left(\frac{C^* E}{\tilde{I} \tilde{\alpha} \tilde{\sigma}_Y^2} \frac{1}{r} \right)^{\frac{1}{\tilde{n}+1}} \tilde{\sigma}_{ij}(\phi, \tilde{n}) \quad , \quad (3.3.27)$$

$$\dot{u}_{ij} = \frac{\tilde{\alpha} \tilde{\sigma}_Y}{E} \left(\frac{C^* E}{\tilde{I} \tilde{\alpha} \tilde{\sigma}_Y^2} \right)^{\frac{\tilde{n}}{\tilde{n}+1}} r^{\frac{1}{\tilde{n}+1}} \tilde{u}_{ij}(\phi, \tilde{n}) \quad . \quad (3.3.28)$$

Die Koeffizienten $\tilde{\alpha}$, \tilde{n} und $\tilde{\sigma}_Y$ entsprechen der in Gleichung 3.2.23 vorgestellten Kriechbeschreibung. Die Intensität des Spannungsnahfeldes unter dominanten Kriechbedingungen lässt sich demnach mit einem Parameter namens C^* quantifizieren. Dieser kann, wie im Folgenden gezeigt, in Analogie zum J -Integral berechnet werden.

„ Wichtig zu erwähnen ist an dieser Stelle nochmals die ausschließliche Korrektheit der Gleichungen 3.3.27 und 3.3.28 unter dominantem und stationärem Kriechen, was gleichbedeutend ist mit der Forderung: $\dot{\sigma} = 0$. Nur für diesen Fall gilt die Analogiebetrachtung auf Basis des Koeffizientenvergleichs der Gleichungen vom Typ 3.3.26 und 3.3.25. “

Beim Vorliegen kleiner Zeiten oder/und entsprechend geringen Beanspruchungen, sprich elastischer Dominanz, kann folgende Argumentation angeführt werden (vgl. [101]). Im Falle eines nicht zu vernachlässigenden Anteils der Rate der elastischen Dehnungen, sprich $\dot{\sigma} \neq 0$, kann die Rate der Gesamtdehnung, hier für den einachsigen Fall, wie folgt zusammengesetzt werden:

$$\dot{\epsilon} = \dot{\epsilon}^{\text{el}} + \dot{\epsilon}^{\text{cr}} = \frac{\dot{\sigma}}{E} + \tilde{A} \sigma^{\tilde{n}} \quad . \quad (3.3.29)$$

Für den Bereich der Spannungssingularität, d.h. sehr Nahe der Rissspitze ($r \rightarrow 0$), gilt nun, dass die elastische Dehnrate bei $\tilde{n} > 1$ für alle Zeiten $t > 0$ gegenüber der Rate der Kriechdehnungen eine stärkere Singularität aufweist. Somit gilt für Betrachtungen im Bereich der Rissspitze ($r \rightarrow 0$), dass die elastischen Anteile der Dehnung stets vernachlässigt werden können und die Intensität des Nahfelds mit einem nun zeitabhängigen Wert $C(t)$ beschrieben werden kann (vgl. [102, 103]):

$$\sigma_{ij} = \sigma_Y \left(\frac{C(t) E}{\tilde{I} \tilde{\alpha} \tilde{\sigma}_Y^2} \frac{1}{r} \right)^{\frac{1}{\tilde{n}+1}} \tilde{\sigma}_{ij}(\phi, \tilde{n}) \quad (3.3.30)$$

Für ausreichend große Zeiten lässt sich zeigen, dass der Wert von $C(t)$ in den sich bei stationärem Kriechen einstellenden Wert C^* übergeht:

$$C(t) \rightarrow C^* \quad \text{für} \quad t \rightarrow t_{\text{steadystate}} \quad (3.3.31)$$

3.3.3.2 Energiebetrachtungen

Für den Fall stationären und dominanten Kriechens kann der Wert von C^* in Analogie zu Gleichung 3.3.21 berechnet werden:

$$C^* = -\frac{d\dot{\Pi}}{da} \quad . \quad (3.3.32)$$

Die dahinterstehende praktische Umsetzung ist jedoch etwas komplexer, als die im elastischen und im elastisch-plastischen Falle (vgl. Abbildung 3.3.4). Während für die beiden letztgenannten Fälle jeweils zwei Verläufe bei jeweils unterschiedlichen Risstiefen a und $a + \Delta a$ bis zum gleichen Wert der globalen Verschiebungsbelastung U_{\max} notwendig waren, um die Potentialdifferenz und damit den Wert von K oder J zu ermitteln, ist für die Auswertung von Gleichung 3.3.32 aufgrund des folgenden Sachverhaltes eine vielfache Anzahl an Resultaten bei verschiedenen Belastungen pro Risstiefe notwendig. Zur Erläuterung sei Abbildung 3.3.6 betrachtet.

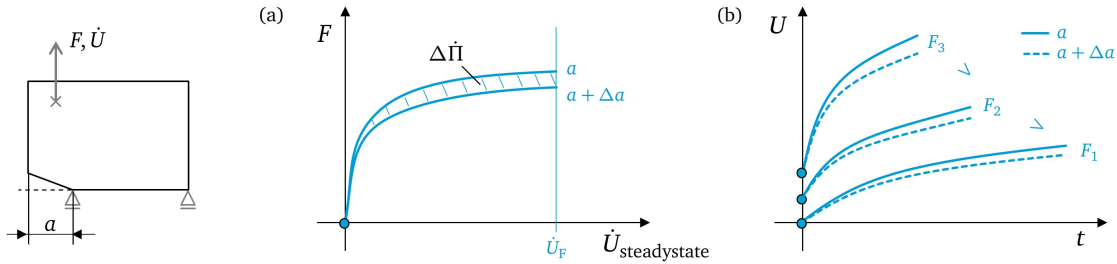


Abbildung 3.3.6: Zur Energiedifferenz zweier Risszustände unter einer Kriechbeanspruchung
(a) Interpretation der Potentialrate; (b) Zur Konstruktion von (a) notwendige Verläufe

Zur Konstruktion des in Abbildung 3.3.6 (a) skizzierten Diagramms entsprechend der Gleichung 3.3.32 sind demnach Werte der sich stationär einstellenden Rate der globalen Verschiebung für verschiedene konstante Kräfte notwendig. Diese lassen sich auf Basis der in Abbildung 3.3.6 (b) für drei Belastungsniveaus dargestellten Verläufe der Verformung als Funktion der Zeit ermitteln. Die für den stationären Zustand ablesbaren Werte der Verschiebungsraten bilden letztendlich die Stützstellen von Abbildung 3.3.6 (a) und damit die Grundlage zur Berechnung der eingeschlossenen Fläche bzw. zur Berechnung von $\Delta \dot{\Pi}$ und C^* .

„ Wiederrum sei erwähnt, dass für die o.g. Beziehungen die Analogiebetrachtung nach HOFF ausgenutzt wurde, sprich diese nur unter dominantem und stationärem Kriechen Gültigkeit besitzen.“

Ebenso sei an dieser Stelle ein möglicher alternativer Ansatz vorgestellt, welcher potentiell eine Erweiterung auf kurze Zeiten bzw. nicht stationäre ($\dot{\sigma} \neq 0$) und damit zeitabhängige Lösungen erlaubt. Hierzu formulierte SAXENA in [104] den sog. C_t -Parameter:

$$C_t = -\left. \frac{d\dot{\Pi}}{da} \right|_t \quad . \quad (3.3.33)$$

Im Vergleich zur ursprünglichen, auf der Hoff'schen Analogie beruhenden Energiebetrachtung wird hier für zwei Zustände unterschiedlicher Risstiefen nicht die Rate der Energieänderung bezogen auf den sich

stationär einstellenden Zustand ausgewertet, sondern diejenige, welche sich zum Zeitpunkt t einstellt (vgl. Abbildung 3.3.7).

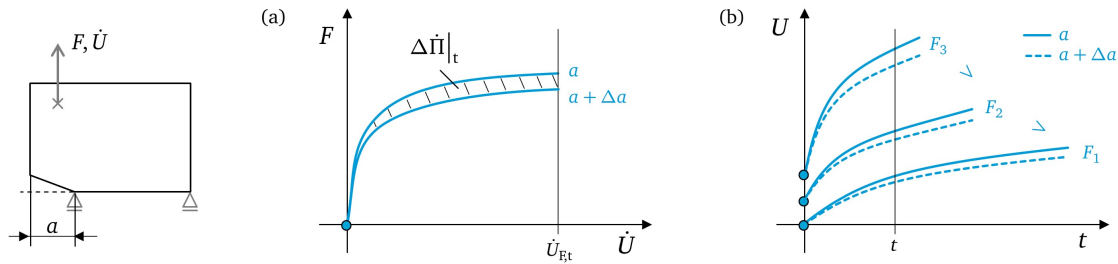


Abbildung 3.3.7: Zur Energiedifferenz zweier Risszustände unter einer Kriechbeanspruchung nach SAXENA
(a) Interpretation der Potentialrate; (b) Zur Konstruktion von (a) notwendige Verläufe

Für ausreichend große Zeiten geht nach [104] der Wert von C_t ebenso in den stationären Wert C^* über.

„ Nach wie vor fraglich ist, ob der Parameter C_t das HRR-Feld quantifiziert und damit dem Parameter $C(t)$ nach RIEDEL entspricht. Dennoch stellt der Parameter C_t eine auf einer Energieinterpretation basierende Kurzzeitlösung dar und wurde bereits zahlreich als Parameter zur Beschreibung der in Versuchen beobachteten Kriechrisswachstumsrate, insbesondere in dem für diese Arbeit interessanten Anwendungsgebiet der Kriechermüdungsbeanspruchung, eingesetzt (vgl. Übersicht in [105]). Vielfach wird statt der zeitabhängigen Lösung des Parameters C_t zur Beschreibung beispielsweise der Haltezeitphase innerhalb von Kriechermüdungsrischwachstumsversuchen ein integraler Mittelwert über die Dauer der Haltezeit gebildet und verwendet, welcher im Allgemeinen mit $(C_t)_{avg}$ bezeichnet wird:

$$(C_t)_{avg} = \frac{\int_0^{t_h} C_t dt}{t_h} . \quad (3.3.34)$$

Die erfolgreiche Anwendung dieses Parameters insbesondere für den transienten Kurzzeitbereich ist beispielsweise in [106–108] gezeigt. “

3.3.3.3 C^* -, $C(t)$ -Integral Beschreibung

In Analogie zu Gleichung 3.3.17 kann der stationäre Wert C^* als Konturintegral nach LANDES und BEGLEY [109] berechnet werden mit:

$$C^* = \int_{\Gamma} \left(\dot{U} dx_2 - t_i \frac{\partial \dot{u}_i}{\partial x_1} ds \right) . \quad (3.3.35)$$

„ Wie mehrfach erwähnt, erfordert die Anwendung der Hoff’schen Analogie eine Dominanz der Kriechdehnung im Bereich der Risspitze und damit das Vorliegen eines stationären Kriechzustandes. Die Anwendung von Gleichung 3.3.35 und insbesondere die sich analog einstellende Wegunabhängigkeit ist damit auf stationäre Zustände und ausreichend hohe und damit sich dominant ausbildende Kriechdehnungen im Bereich des Integrationsgebiets beschränkt. “

Im Bereich kleinerer Zeiten und instationärer Zustände kann die Rissspitzenbeanspruchung im Bereich der Riss Spitze für $r_\Gamma \rightarrow 0$, sprich mit Hilfe der generalisierten Form (vgl. Gleichung 3.3.18) beschrieben werden:

$$C(t) = \lim_{r_\Gamma \rightarrow 0} \int_\Gamma \left(\dot{u} \, dx_2 - t_i \frac{\partial \dot{u}_i}{\partial x_1} ds \right) . \quad (3.3.36)$$

Numerische Implementierung

Die numerische Implementierung erfolgt grundsätzlich analog zur Vorgehensweise der Berechnung des J -Integrals auf Basis der Gebietsintegralmethode (vgl. Anhang C). Zu beachten ist die im Falle des Kriechens neu hinzugekommene Bedingung für Wegunabhängigkeit, nämlich die Forderung der Einhaltung der Hoff'schen Analogie, sprich die ausschließliche Betrachtung stationären Kriechens und die Forderung der Dominanz der Kriechdehnung innerhalb des Integrationsgebiets.

„Prinzipiell und mit Hilfe der generalisierten Form ist eine Auswertung auch für beliebige von Gleichung 3.2.23 abweichende Kriechgesetze (vgl. [110]) möglich, so auch für das in den Gleichungen B.O.1-B.O.11 formulierte Garofalo-Kriechgesetz. Zu beachten ist hier unter anderem die korrekte Berechnung der Rate der Formänderungsenergiedichte \dot{u} .

Für den Fall einer sich zeitlich ändernden äußeren Belastung sind jedoch gewisse Einschränkungen zu betrachten. Selbst wenn die zuvor angesprochene Rate der Formänderungsenergiedichte rein auf Basis der Rate der Kriechdehnung berechnet wird:

$$\dot{u} = \dot{u}^{cr} = \int_0^{\epsilon_{ij}^{cr}} \sigma_{ij} \, d\epsilon_{ij}^{cr} , \quad (3.3.37)$$

kann der zweite Term des Integranden in Gleichung 3.3.36 bzw. die Rate des Verschiebungsvektors auf dem Rand des Integrationsgebietes \dot{u}_i dazu führen, dass stark wegabhängige Lösungen produziert werden. Bei entsprechender Rate der Änderungen der äußeren Belastung und damit ebenso der Änderung der elastischen Dehnung sind hier sogar negative Werte von $C(t)$ möglich. Entsprechende Erweiterungen und Vorschläge geeigneter Korrekturen sind in [111] diskutiert. “

Ferner wurde in [112] der Parameter C_t mit Ergebnissen von FEM-Simulationen und Auswertungen von $C(t)$ verglichen. Es konnte gezeigt werden, dass bei entsprechend langen Zeiten und einem erfolgten Übergang $C(t) \rightarrow C^*$, beide Parameter identische Ergebnisse liefen. Im Kurzzeitbereich liegt das Ergebnis des Parameters C_t deutlich unterhalb der Lösung des Gebietsintegrals $C(t)$. Auf ähnliche Resultate wies bereits SAXENA in [113] hin. Dennoch konnte vielfach, insbesondere für den transienten Kurzzeitbereich gezeigt werden, dass die Vorhersagegüte des analytischen und energiebasierten Parameters $(C_t)_{avg}$ der Verwendung der Gebietsintegrallösung $C(t)$ überlegen ist (vgl. [105, 114]).

„Für den Fall einer Sekundärbeanspruchung und damit einer sich zeitlich grundsätzlich ändernden äußeren Belastung sowie für kleine Zeiten existiert demnach aktuell keine Möglichkeit, ein wegunabhängiges Gebietsintegral zur Berechnung der Rissspitzenbeanspruchung auszuwerten. Aktuelle Anwendungen der Kriechbruchmechanik sind daher zumeist auf die Berechnung von Rissspitzenbeanspruchungen unter stationären Bedingungen bzw. unter einer Primärbeanspruchung und ausreichend langen Zeiten beschränkt. Eine Berechnung des für den Kurzzeitbereich vielversprechenden Parameters $(C_t)_{avg}$ mit Hilfe der FEM ist daher Gegenstand der in dieser Arbeit dokumentierten weiterführenden Untersuchungen in Kapitel 6.3. “

3.3.4 Rissschließen

Im Zuge einer zyklischen Beanspruchung spricht man im allgemeinen Sinne dann von Rissschließen, sofern die Rissflanken bereits vor Erreichen der Minimallast des Zyklus in Kontakt treten. Die Ursachen für solch ein Verhalten sind vielfältig. Im Allgemeinen lassen sich folgende Mechanismen unterscheiden (vgl. [76]):

- Plastizitätsinduziertes Rissschließen
- Oxidationsinduziertes Rissschließen
- Rauigkeitsinduziertes Rissschließen
- Flüssigkeitsinduziertes Rissschließen
- Phasenumwandlungsinduziertes Rissschließen

Im Folgenden ist, nach einer Einführung über experimentelle Messmöglichkeiten, der für den Bereich einer niederzyklischen Kriechermüdnungsbeanspruchung in erster Linie dominant auftretende Mechanismus des plastizitätsinduzierten Rissschließens näher erläutert. Zu beachten ist, dass unter einer Hochtemperaturbeanspruchung und einer entsprechenden Neigung des Werkstoffs zur Oxidbildung ebenfalls der Mechanismus des oxidationsinduzierten Rissschließens eine dominante Rolle einnehmen kann. In [115] sind für den in dieser Arbeit betrachteten Werkstoff nach 1000 h bei 600°C unter Luftatmosphäre Oxidschichtdicken von ca. 0.025 mm experimentell ermittelt worden. Demnach ist hier kein signifikanter Anteil oxidationsinduzierten Rissschließens zu erwarten. In Kapitel 4 wird auf eigene Messungen anhand entsprechender metallographischer Untersuchungen näher eingegangen.

3.3.4.1 Experimentelle Ermittlung

Zur experimentellen Bestimmung ist zunächst die Frage zu klären, ab wann ein Riss als geschlossen angesehen werden kann. Hierzu existieren eine Reihe an Empfehlungen in der Literatur. Es folgt eine kurze Übersicht. McCLUNG bestimmt in [116] die Rissschließ- und Rissöffnungslast durch optische Vermessung der an der Oberfläche austretenden Rissflanke und entsprechende Beobachtung des Kontakts. In [117] wurde, anstatt an der Stelle der austretenden Rissflanke, der Rissflankenkontakt an einem Punkt mit einem definierten Abstand zur Rissspitze optisch detektiert. In [118] wird mit Hilfe von REM-Aufnahmen der Kontakt in unmittelbarer Umgebung der Rissspitze ausgewertet. In [119] ist eine Wechselstrompotentialsonde verwendet, so dass unter Ausnutzung des Skin-Effektes mit ausreichender Sensitivität die Potentialänderung aufgrund eines geänderten elektrischen Widerstands bei Rissflankenkontakt als Schließzeitpunkt detektiert wird. VORMWALD [18] appliziert zum Zweck der Rissschließ- und Rissöffnungsbestimmung ein Dehnmessstreifen (DMS) im Bereich der an der Oberfläche austretenden Rissflanke. Durch Auftragung der sich ausbildenden Kraft-DMS-Hysteresese kann der Zeitpunkt der Steifigkeitsänderung aufgrund von Rissflankenkontakt ermittelt werden und so die Rissschließ- und Rissöffnungslasten gemessen werden. Diese auf Basis lokaler DMS-Messungen angewandte Methode findet vielfach auch unter alleiniger Verwendung globaler Messgrößen der Kraft und Verformung Anwendung (vgl. [120]) und wird auch als „Compliance Method“ bezeichnet. Bei Verwendung globaler Messgrößen anstelle lokaler DMS-Messungen wird analog die Steifigkeitsänderung der sich global ausbildenden Hystereseschleife hinsichtlich der Steifigkeitsänderung ausgewertet. In Abbildung 3.3.8 ist dieser Sachverhalt schematisch skizziert.

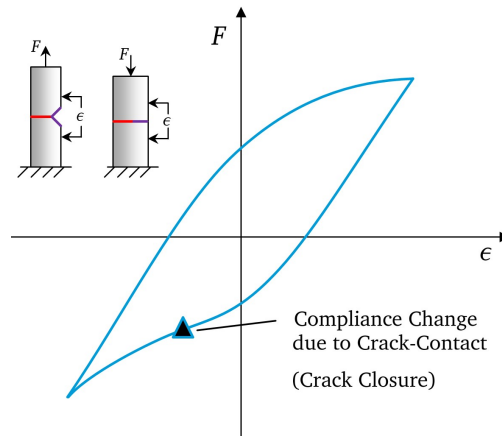


Abbildung 3.3.8: Rissschließbestimmung anhand der Steifigkeitsänderung der globalen, experimentellen Messgrößen

Die effektive Schwingbreite, sprich die Schwingbreite, während der ein Riss als geöffnet anzunehmen ist, wird entsprechend mit der Rissschließ- oder der Rissöffnungslast gebildet. Während bei global linear elastisch unterstelltem Materialverhalten hier kein Unterschied zu erwarten ist, ist die Frage der Verwendung der Rissschließ- oder der Rissöffnungslast zur Bildung der effektiven Schwingbreite bei einer sich ausbildenden Hysterese unter Umständen signifikant. Vielfach wird nach wie vor unabhängig vom Lastniveau die Rissöffnungslast verwendet und die Schwingbreite über $\Delta\sigma_{\text{eff}} = \sigma_{\text{max}} - \sigma_{\text{opening}}$ berechnet (vgl. [44, 121]). VORMWALD empfiehlt auf Basis der Arbeiten in [18] ausdrücklich die Rissschließlast zur Bildung der effektiven Schwingbreite zu verwenden: $\Delta\sigma_{\text{eff}} = \sigma_{\text{max}} - \sigma_{\text{closure}}$. Ebenfalls ist hier und ebenso jüngst in [122] angegeben, dass auf Basis experimenteller Beobachtung in guter Näherung davon ausgegangen werden kann, dass Rissöffnung und Rissschließen bei gleicher Fernfelddehnung stattfinden. Die Arbeiten von DANKERT [38] und PIPPAN [121] bestätigen diesen Sachverhalt auf Basis weiterer experimenteller Beobachtungen.

3.3.4.2 Plastizitätsinduziertes Rissschließen

Der Mechanismus des plastizitätsinduzierten Rissschließens („PICC“, *Plasticity Induced Crack Closure*) geht zurück auf ELBER. In der entsprechenden Pionierarbeit [123] sind die folgenden, experimentell gestützten Behauptungen formuliert:

- Das experimentell beobachtete Rissschließphänomen ist eine direkte Folge dauerhaft induzierter und verbleibender plastischer Deformationen im Nachlauf eines wachsenden Risses.
- Während einer Ermüdungsbeanspruchung ist der Riss nur während eines Teils des Schwingspiels geöffnet, auch bei Belastung im reinen Zug-Schwellbereich.
- Für solche Fälle könnte es vielversprechend sein, die Risswachstumsgeschwindigkeit mit einem reduzierten, effektiven Anteil von ΔK zu korrelieren.

Ursächlich für PICC ist demnach eine sich bildende plastische Nachlaufzone aufgrund des Risswachstums. In [124] wurde zur Bestätigung des beschriebenen Sachverhalts diese, sich während eines Ermüdungsrisswachstumsversuchs ausbildende, plastische Nachlaufzone mittels erodieren entfernt. Eine anschließende Fortführung des Versuchs ergab zu Beginn deutlich höhere Risswachstumsraten, begründbar demnach offensichtlich durch Wegfallen von PICC.

Ausgehend von diesen fundamentalen Erkenntnissen wurden zahlreiche Arbeiten gestartet, um das Auftreten und den Einfluss dieser Form von Risssschließen weiter zu untersuchen. Es folgt eine kurze Übersicht über verfügbare relevante analytische Beschreibungen dieses Effektes sowie eine detaillierte Diskussion numerischer Arbeiten zur Quantifizierung von PICC mittels des Einsatzes der FEM.

Analytische Beschreibungen

In [39] formulierte NEWMAN auf Basis eines modifizierten Fließstreifenmodells nach DUGDALE [125] und unter Annahme ideal-plastischen Werkstoffverhaltens eine Rissöffnungsbeziehung, welche ebenfalls Eingang in die FKM-Richtlinie [126] zur Bewertung von Rissen gefunden hat. Vielen weiteren analytischen Beziehungen gegenüber hat diese Formulierung den Vorteil, dass sie in der Lage ist, sowohl den Einfluss des Spannungsverhältnisses als auch der Höhe der Belastung im Vergleich zur Werkstofffließgrenze zu beschreiben.

Die im Anhang D dargelegte Formulierung entstammt [39] und wurde von NEWMAN für innenliegende Tunnelrisse in einer Platte unter reiner Zugbeanspruchung (sog. Griffith-Risse) für Belastungen bis 60% der Fließgrenze entwickelt und angepasst.

„Entscheidend zum Verständnis der weiteren Schritte ist die Tatsache, dass die analytische Formulierung nach NEWMAN für Fernfeldbelastungen aufgestellt ist, welche sich ausschließlich im elastischen Bereich befinden. Von zahlreichen Autoren ist diese Beziehung dennoch über die angesprochenen Beschränkungen hinaus zur Beschreibung des Risssschließverhaltens im Bereich überelastischer Beanspruchungen mit Erfolg eingesetzt (vgl. [38, 78]).“

DANKERT beschreibt in [38] die Anwendung der Beziehung nach NEWMAN zur analytischen Berechnung des Risssschließens innerhalb kerbbehalteter Spannungsgradientenfelder. Dabei greift er auf die von VORMWALD [18] formulierte und bereits erwähnte Annahme zurück, dass Rissöffnen und Risssschließen bei gleicher Fernfelddehnung stattfinden. Einige Jahre zuvor konnte in [127] gezeigt werden, dass die Rissöffnungslasten in Kerbspannungsfeldern stets über den Risssschließniveaus liegen.

Eine weitere, eher im Hochtemperaturbereich angewendete Beziehung, stellt die auf Basis von [128] im Regelwerk R5 [129] hinterlegte, alleine vom R -Verhältnis abhängige Beziehung dar. Im Gegensatz zum Befund von ELBER sagt diese experimentell abgesicherte und konservative Beziehung für reine Zug-Schwellbeanspruchung jedoch kein Risssschließen voraus. Eine Abhängigkeit zur Höhe der Belastung ist ebenfalls nicht enthalten.

Zu erwähnen ist, dass eine Vielzahl weiterer analytischer Beziehungen existiert. Die oben genannte Übersicht ist jedoch für die Zwecke dieser Arbeit ausreichend (vgl. Kapitel 5). Stattdessen wird im Folgenden detailliert auf Möglichkeiten eingegangen, Risssschließen und -öffnen mit Hilfe der FEM zu beschreiben.

Beschreibung im Rahmen der FEM

Zur Abbildung plastizitätsinduzierten Risssschließens innerhalb der FEM ist nach den Ausführungen zuvor eine sich aufgrund des Risswachstums und der inelastischen Zone um die Risspitze ausbildende plastische Nachlaufzone simulativ abzubilden. Dies erfordert demnach die Simulation eines wachsenden Risses, so dass sich zunächst die Frage nach der Realisierung des Rissfortschritts innerhalb der FEM stellt. Ebenso ist zwingend eine elastisch-plastische Berechnung und damit der Einsatz eines entsprechend inkrementellen Materialmodells von Nöten. Weitere Details, wie die Definition von Risssschließen und Rissöffnen, die zu wählende Kontaktformulierung, der Einfluss der verwendeten Elementansatzfunktion, die Frage ob Rissfortschritt zum Zeitpunkt der Maximal- oder Minimallast realisiert wird und

die Frage welche Anzahl an Zyklen pro Rissfortschrittsinkrement sinnvollerweise abzubilden sind, können in starker Weise das Ergebnis beeinflussen. Der folgende Abschnitt hat das Ziel, eine Übersicht über die zahlreich in der Literatur angegebenen und teilweise auch unterschiedlichen Empfehlungen zu geben. Die folgende Ausführung besitzt keinen Anspruch auf Vollständigkeit und fasst lediglich die aus Sicht des Autors relevanten Angaben in Veröffentlichungen seit dem Jahr 1990 zusammen. Ausführliche Übersichtsarbeiten zu den zuvor genannten Einflussfaktoren können ebenso [130–132] entnommen werden.

Zur Realisierung des Rissfortschritts

Grundsätzlich existieren verschiedene Möglichkeiten, einen fortschreitenden Riss zu modellieren. Im Wesentlichen lassen sich zwei Methoden unterscheiden. Zum einen können zu einem gewissen Zeitpunkt im Zyklus knotenweise vorher definierte Symmetrierandbedingungen deaktiviert und so eine wandernde Rissspitze simuliert werden (vgl. [133–135]). Diese Methode bezeichnet man auch als „Node Release Technique“. Zur Aufnahme von Druckspannungen der gelösten Knoten sind entsprechende Kontaktdefinitionen ersatzweise numerisch umzusetzen (vgl. [136–138]). Alternativ können auch starre oder entsprechend steife Balkenelemente im Bereich der Knoten der späteren Rissflanken appliziert werden, deren Steifigkeit zur Simulation eines fortschreitenden Risses nach einer bestimmten Gesetzmäßigkeit für den Zugbereich zu Null gesetzt werden (vgl. [139–141]). Obwohl die zuletzt genannte Variante als numerisch stabiler gilt, ist kein wesentlicher Unterschied in den Ergebnissen dokumentiert. Beide Methoden sind daher als gleichwertig anzusehen. Eine Anwendung von Kohesivzonen-Formulierungen, der Einsatz der XFEM (*Extended Finite Element Method*) oder der Einsatz der VCCT (*Virtual Crack Closure Technique*) (vgl. [66]) in Zusammenhang mit der spezifischen Simulation von Risssschließen erfährt aktuell keine besondere Aufmerksamkeit.

Bezüglich der Abbildung entsprechender elastisch-plastischer Zyklen zur Ausbildung einer plastischen Nachlaufzone stellt sich die Frage der notwendigen Anzahl an Zyklen zwischen einem realisierten Rissfortschrittsinkrement. Verschiedenste Autoren [131, 133, 142] empfehlen zwei volle Zyklen zwischen einem Rissfortschrittsinkrement simulativ abzubilden. [131] ist zu entnehmen, dass die Abbildung von nur einem Zyklus zu abweichenden Ergebnissen führen kann, sich die Ergebnisse nach dem vierten [131] bzw. nach dem zweiten Zyklus [138] nicht mehr signifikant ändern.

Ebenfalls ist vielfach die Frage diskutiert, zu welchem Zeitpunkt innerhalb des Zyklus ein Rissfortschrittsinkrement realisiert wird. In [130, 136, 139, 141, 143] ist Rissfortschritt bei Maximallast umgesetzt, während in [131, 137, 138, 140, 144] Rissfortschritt bei Minimallast stattfindet. In [145] wird davon abweichend Rissfortschritt bei Erreichen der halben Maximallast auf dem aufsteigenden Hysteresenhalbast modelliert. Nach [133, 140, 146] führt eine Modellierung des Fortschritts zum Zeitpunkt der Maximallast im Vergleich zur Minimallast zu keinen Unterschieden bezüglich der berechneten Riss-schließlast. Eine Realisierung des Rissfortschritts bei Minimallast ist generell, trotz der Abweichung zum zu erwartenden realen Verhalten, als numerisch stabiler einzuschätzen, da das instantane Wegfallen der kinematischen Randbedingung bei geschlossenem Riss beispielsweise durch den modellierten Kontakt ausgeglichen werden kann, während dies im Zugbeanspruchungsfall sprich bei Maximallast nicht möglich ist (vgl. [137]). In [134] ist festgestellt, dass die Riss-schließergebnisse des Fortschritts bei Maximallast oder Minimallast dann vergleichbar sind, sofern mindestens zwei Zyklen zwischen einem Rissfortschrittsinkrement realisiert sind. Nach [141] ist im Falle eines modellierten Fortschritts bei Maximallast ein zusätzliches Berechnungsinkrement nach dem Lösen bei konstant gehaltener Maximallast durchzuführen. Diese neue Gleichgewichtsiteration führt zu einer verbesserten, stabileren Vorhersagegüte des Riss-schließzeitpunktes.

Zum Einfluss der Elementansatzfunktion

Bezüglich des geeigneten Elementtyps werden auf Basis der Literaturangaben nahezu ausschließlich Elemente mit linearer Ansatzfunktion eingesetzt. Elemente mit quadratischer Ansatzfunktionen zeigen hier insbesondere im Bereich der Mittenknoten, sowohl vor dem Hintergrund der Ergebnisse der Flächenpressung in Bezug auf den Kontakt als auch bezüglich der knotenbezogenen Balkenelementankopplung sowie bezüglich des Knotenlöseverhaltens, unrealistische Verteilungen der berechneten Feldgrößen (vgl. [139]). In [135, 138, 141, 144, 145, 147, 148] werden lineare Elemente mit reduzierter Integration eingesetzt, um „Locking“ zu vermeiden und damit einer numerisch bedingten Überschätzung der Elementsteifigkeit vorzubeugen.

Als „Locking“ wird die Neigung von Elementen bezeichnet, ein aufgrund einer zu niedrig gewählten Elementansatzfunktion zu steifes Verhalten widerzuspiegeln. Besonders anfällig sind hier die rissspitzennahen Bereiche, da aufgrund der vorhandenen hohen Beanspruchung Zustände extrem dominanter plastischer Deformation vorliegen können und damit effektive Querkontraktionszahlen nahe 0.5 wirken. Solche Zustände nahe vollständiger Inkompressibilität in Kombination mit linearen, vollintegrierten Elementansatzfunktionen fördern das sogenannte „Volumetric Locking“ (vgl. [149, 150]).

In [133, 137, 139] werden dennoch vollintegrierte lineare Elemente verwendet. Die Neigung zu „Locking“ kann hierbei vermieden bzw. minimiert werden, sofern die Vernetzung ausreichend fein gestaltet ist [139]. In [151] werden ebenfalls vollintegrierte lineare Elemente verwendet, um das mit reduzierter Integration und bei dem Einsatz quadratischer Elemente typischerweise auftretende Sägezahnmuster der Deformation im Bereich der Rissflanken zu vermeiden. Um diesem Verhalten weiter vorzubeugen, ist in [151] zusätzlich der Vorschlag dokumentiert, im Bereich der potentiellen Rissflanken Elemente mit einem Kantenverhältnis von 2 : 1 (normal zur Rissfront : parallel zur Rissfront) zu verwenden.

Zum Einfluss der Netzgröße

Empfehlungen bezüglich einer zu verwendenden Elementgröße im Bereich der Rissflanken sind ebenfalls vielfältig vorhanden. Die Vorschläge sind stets relativ zur sich zyklisch ausbildenden Größe der plastischen Zone angegeben und reichen zwischen 3 bis 4 notwendiger Elemente im Bereich der plastischen Zone [131, 135] über 5 Elemente [133, 141] bis hinzu 10 zu verwendeten Elementen im Bereich der plastischen Zone [139]. Auch absolute Angaben sind gemacht, die hier jedoch aufgrund beschränkter Aussagekraft nicht näher erläutert sind. Generell ist die Netzunabhängigkeit der Ergebnisse insbesondere bei der Simulation von PICC durch geeignete Konvergenzuntersuchungen zu prüfen sowie durch entsprechende Abhilfemaßnahmen sicherzustellen.

Zum Einfluss des Materialmodells

Die Arbeiten [147, 152] beschäftigen sich unter anderem und insbesondere mit dem Einfluss des Materialmodells und führen vergleichende Berechnungen durch. COCHRAN führt in [143, 153] die vielfach dokumentierte Netzabhängigkeit sowie den Einfluss der simulierten Anzahl an Zyklen zwischen einem Rissfortschrittsinkrement bezüglich des berechneten Risssschließens ausschließlich auf das eingesetzte Materialmodell zurück. Neigt das Materialmodell zu „lokalem Ratcheting“, sprich zu einer zyklenweisen Akkumulation inelastischer Dehnungen im Bereich der Rissspitze (vgl. [154]), so unterscheiden sich die Ergebnisse alleine aufgrund der Tatsache, dass eine unterschiedliche Anzahl an Zyklen bis zum Erreichen der ausgewerteten Risstiefe simuliert wurde. Bei einem doppelt so feinem Netz sind bis zum Erreichen der Risstiefe a eben auch doppelt so viele Zyklen erforderlich, was in Bezug auf ein sich ausbildendes

„Ratcheting“ ein reduziertes Risssschließen zur Folge hat. Zur Vermeidung von numerisch begründetem „Ratcheting“ empfiehlt COCHRAN daher den Einsatz eines Materialmodells mit bilinear kinematischer Verfestigung, wobei die Verfestigung nicht zu gering modelliert werden sollte. Modelle mit nichtlinearer Verfestigung, welche aufgrund der Formulierung inhärent zu „Ratcheting“ neigen (vgl. [58]), führen generell dazu, dass Risssschließen im Vergleich zur Messung zu spät einsetzt und so die effektive Schwingbreite überschätzt wird. Dies ist ebenso in [131, 132] bestätigt.

Zum Einfluss des Risssschließkriteriums

Abschließend sei an dieser Stelle ein weiterer, entscheidender Aspekt genannt, der anders als die Modellierungsparameter zuvor nun die Sensitivität der Auswertung der Simulationsergebnisse betrachtet.

Die zentrale und zu klärende Frage in diesem Zusammenhang lautet, welche Definition innerhalb der Simulation für einen geschlossenen und einen geöffneten Riss anzuwenden ist, um die zugehörigen Risssschließ- und Rissöffnungslasten zu ermitteln und entsprechend die effektive Schwingbreite zu bilden. Auch hierfür existieren verschiedene Empfehlungen in der Literatur. Die im folgenden erläuterten, unterschiedlichen Varianten sind in Abbildung 3.3.9 illustriert.

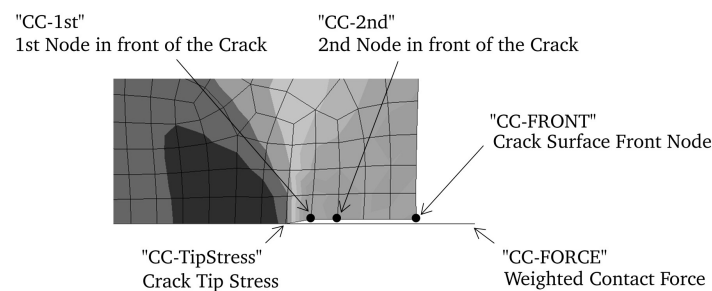


Abbildung 3.3.9: Übersicht über vielfach in der Literatur verwendete Risssschließ- und Rissöffnungsdefinitionen und Einführung entsprechender Abkürzungen

Vielfach wird die Deformation des ersten Knotens vor der Risspitze betrachtet („CC-1st“) [130, 134, 137, 144, 147, 148]. Tritt dieser beispielsweise im Bereich des absteigenden Hysteresenhalbastes in Kontakt mit einer modellierten Symmetrieebene im Bereich der Rissflanke, gilt der Riss als geschlossen. Ab dem Zeitpunkt, ab dem der Knoten die Symmetrieebene im Bereich des aufsteigenden Hysteresenhalbastes wieder verlässt, gilt der Riss als geöffnet. Aufgrund der Tatsache, dass der erste Knoten hinter der Risspitze sich auf Basis der dort vorherrschenden großen Deformationsgradienten vergleichsweise sensitiv verhält, empfehlen [143, 155] stattdessen den zweiten Knoten vor der Risspitze auszuwerten („CC-2nd“). Es ist offensichtlich, dass beide Kriterien zu stark netzabhängigen und modellierungsabhängigen Ergebnissen führen können. Ein ebenso vielfach verwendetes Kriterium stellt die Betrachtung des Vorzeichens der Spannung direkt an der Risspitze dar („CC-TipStress“) (vgl. [136, 137]). Der Riss ist hier als geschlossen definiert, sobald der Rissspitzenknoten von einem Druckspannungszustand bestimmt ist. In [131, 151] sind die vorgestellten Knotenkriterien und das Spannungskriterium vergleichend betrachtet und die Unterschiede, welche als durchaus signifikant einzuschätzen sind, dokumentiert. Ebenso verfolgt wird der Ansatz, eine gewichtete Kraft in Bezug zur Kontaktfläche zu betrachten und abhängig davon den Riss als geschlossen oder als geöffnet zu definieren („CC-FORCE“). Vergleichende Untersuchungen hierzu liefern ebenso [137, 148]. Auf Basis der bereits vorgestellten experimentellen Definition von Risssschließen ist in [155] Risssschließen und -öffnen anhand der globalen berechneten Kraft- und Verschiebungsgrößen definiert (vgl. Abbildung 3.3.8). Ebenso scheint in Anlehnung an die experimentelle

Vorgehensweise die Betrachtung des Kontaktzeitpunktes des an der Oberfläche austretenden Knotens („CC-FRONT“) ein sinnvolles Kriterium darzustellen.

„ Zusammenfassend existiert eine Vielzahl an Möglichkeiten und aktuell keine einheitliche Empfehlung, um bezüglich der simulativen Risserschließdefinition robuste Ergebnisse zu erzielen. Dieses Defizit wird im Rahmen der bruchmechanischen Konzeptentwicklung in Kapitel 5 und 6 aufgegriffen. “

Constraint-Einfluss und Viskoplastizität

Aufgrund der Tatsache, dass die Größe der sich ausbildenden plastischen Zone im Wesentlichen den Parameter darstellt, welcher die Höhe des PICC bestimmt, spielen mehrachsige Spannungszustände, entsprechende geometrische Randbedingungen und Materialmodelle, welche das Fließverhalten maßgeblich beeinflussen, eine entscheidende Rolle. In [156] sind hierzu unterschiedliche Probenformen betrachtet und entsprechende unterschiedliche Resultate des ermittelten PICC dokumentiert. In Bezug auf den Einfluss der Mehrachsigkeit gibt [130] eine entsprechende Übersicht. Die Überlagerung viskoplastischer Effekte und damit die Akkumulation weiterer inelastischer Dehnungsanteile beeinflusst die sich ausbildende plastische Zone augenscheinlich ebenso je nach Höhe und Dauer der Belastung wie in [157] gezeigt. In [155] ist ebenfalls die Relevanz der Berücksichtigung von Haltezeiteffekten in Bezug auf PICC betont. Jegliche Randbedingungen, welche höhere Kriechanteile produzieren, führen wie erwartet zu einem verminderten Risserschließen.

„ Eine verknüpfte Problematik liegt in diesem Zusammenhang auch darin, dass eine mit $R = 0$ vorgegebene Fernfeldbeanspruchung aufgrund von Mittelspannungsrelaxation im Bereich der Rissumgebung je nach inelastischem Dehnungsniveau nach einer entsprechenden Zyklenzahl zu einem lokalen R -Verhältnis von nahe -1 führen kann. Ein PICC-Berechnungsablauf muss in der Lage sein, solche Effekte abzubilden, beispielsweise entweder durch zyklische Simulation der gesamten Lasthistorie oder Annahme von adäquaten stabilisierten Ausgangszuständen.“

Kerbspannungskontext

Im Bereich von Kerbspannungsfeldern durchläuft ein sich ausbreitender Riss ein durch die Last- und Kerbrandbedingungen definiertes Spannungsgradientenfeld. Der Anschauung nach wächst der Riss demnach in Bereiche niedrigerer Beanspruchung, was beispielsweise nach der Beziehung von NEWMAN dazu führt, dass sich ein sogenanntes transientes Risserschließverhalten einstellt. Im Bereich kleiner Risstiefen und hohen Beanspruchungen bildet sich ein nur geringes Risserschließen aus, wohingegen hin zu tieferen Rissen und niedrigeren Beanspruchungen Risserschließen zunimmt und sich die effektive Schwingbreite sukzessive reduziert. In [127] ist dieser Kerbspannungseinfluss auch anhand von FE-Simulationen bestätigt und quantifiziert. In [38, 127, 158, 159] sind vergleichbare, auch experimentell belegte Tendenzen zu finden. Im Allgemeinen zeigt sich erst dann ein konstantes Schließ-Lastniveau, sofern der betrachtete Riss offensichtlich aus dem Einfluss des Kerbspannungsfeldes herausgewachsen ist.

Kurzrissskontext

Betrachtet man das Schließverhalten beispielsweise von hinreichend kurzen Rissen, so zeigen diese unabhängig vom R -Verhältnis keine oder nur eine sehr schwache Risserschließneigung. Dies ist damit begründet, dass sich in diesem Fall eine für PICC notwendige plastische Nachlaufzone noch nicht ausbilden konnte [160]. Dieser Effekt erklärt eine Form der bekannten Kurzrisssanomalie. In [160, 161] konnte gezeigt werden, dass bei Berücksichtigung dieses transienten Schließverhaltens kurzer Risse, Kurzriss und

Langrissdaten mit einem Streuband beschrieben werden können. Ähnliche Ergebnisse zeigte VORMWALD unter anderem in [78].

3.3.5 Risswachstumsrate

PARIS und ERDOGAN präsentierten in [162] unter anderem die wohl am Häufigsten eingesetzte Formulierung zur Beschreibung der Risswachstumsrate unter einer Ermüdungsbeanspruchung:

$$\frac{da}{dN} = C \Delta K^m . \quad (3.3.38)$$

Die Koeffizienten C und m sind materialabhängige und geeignet anzupassende Konstanten. Auf komplexere Formulierungen zur Berücksichtigung einer angepassten Risswachstumsrate nahe dem Schwellwert sowie im Bereich der Bruchzähigkeit wird an dieser Stelle nicht eingegangen.

Zur Beschreibung des Risswachstumsanteils aufgrund einer dominanten Kriechbeanspruchung findet vielfach das sogenannte „NSW-Modell“ Anwendung. Die Formulierung geht auf eine Arbeit von NIKBIN, SMITH und WEBSTER zurück [163]. Auf Basis der Auswertung zahlreicher Kriechrissversuche an verschiedensten warmfesten Stählen, Aluminium-Legierungen und sogar Blei führten die Autoren die folgende, von der Kriechbruchdehnung ϵ_f^{cr} abhängige Formulierung ein:

$$\frac{da}{dt} = \frac{3}{\epsilon_f^{\text{cr}}} \left(\frac{C^*}{1000 \text{ N/mm h}} \right)^{0.85} \cdot 1 \text{ mm/h} . \quad (3.3.39)$$

Die Kriechbruchdehnung ist in hohem Maße abhängig von der Mehrachsigkeit. In [163] ist folgende Abschätzung für den ebenen Verzerrungszustand im Vergleich zum ebenen Spannungszustand angegeben:

$$\epsilon_{f,\text{EVZ}}^{\text{cr}} = \frac{1}{50} \epsilon_{f,\text{ESZ}}^{\text{cr}} . \quad (3.3.40)$$

Demzufolge zeigt sich unter einer entsprechend mehrachsigen Beanspruchungssituation, hier für den ebenen Verzerrungszustand im Vergleich zum ebenen Spannungszustand ein um den Faktor 50 schnelleres Kriechrisswachstum.

„ Abweichend zu der Originalveröffentlichung [163] wird heutzutage jedoch vielfach statt eines Faktors von 50 ein Faktor von 30 für Gleichung 3.3.40 verwendet. Spezifischere Betrachtungen sind möglich, wenn die Reduktion des Verformungsvermögens werkstoff- und mehrachskeitspezifisch beispielsweise mit Hilfe des sogenannten Cocks-Ashby-Faktors [164] ermittelt wird. Da wie in Kapitel 6 gezeigt, der ebene Spannungszustand für diese Arbeit in Bezug auf die Berechnung des Kriechrisswachstums alleinige Bedeutung besitzt, ist die in Gleichung 3.3.39 gezeigte Beziehung ausreichend. “

Notwendig zur Anwendung der Beziehung 3.3.39 ist die Kenntnis der Kriechbruchdehnung ϵ_f^{cr} . Hierzu sind in [163] für eine Auswahl an Werkstoffen entsprechende Angaben hinterlegt. Die Kriechbruchdehnung lässt sich ebenfalls anhand von Zeitstandversuchen bestimmen und werkstoffspezifisch anpassen und kann durchaus eine zeitabhängige Größe darstellen (vgl. [165]).

4 Experimentelle Beschreibung

Zentrales Ziel dieser Arbeit ist die Entwicklung und Validierung einer rechnerischen Methodik zur Vorausberechnung einer bruchmechanischen Stützziffer aufgrund des Vorliegens von kerbbedingten Spannungs- und Dehnungsgradienten. Dazu wurde im vorherigen Kapitel 3 sowohl eine generelle Übersicht zum Thema Stützwirkung und in diesem Zusammenhang geeignete experimentelle und theoretische Ansätze gegeben als auch aktuelle und für dieser Arbeit relevante Ansätze zur bruchmechanischen und werkstoffmechanischen Beschreibung diskutiert.

Bevor auf Basis dessen die erarbeitete bruchmechanische Idee der konzeptionellen Umsetzung, an ein solches Konzept zu stellende Anforderungen und letztendlich einzelne Bausteine und Details entwickelt werden, folgt zunächst die Darstellung aller relevanten Einzelheiten der durchgeführten experimentellen Arbeiten.

Bezüglich des experimentellen Versuchsprogramms ist im Folgenden stets das übergeordnete Ziel verfolgt, relevante Effekte zur bruchmechanischen Stützwirkung experimentell zu separieren und zu quantifizieren, um diese Erkenntnisse im Rahmen der in Kapitel 5 und 6 diskutierten bruchmechanischen Konzeptentwicklung zu nutzen. Dazu wurde ein systematisches Versuchsprogramm an gekerbten Proben unter globaler Dehnungskontrolle entwickelt. Der Großteil aller Versuche wurde im Rahmen eines öffentlich geförderten Vorhabens durchgeführt und finanziert [166].

Nach Vorstellung des verwendeten Versuchswerkstoffs folgen detaillierte Beschreibungen zur Versuchstechnik und zu den verwendeten Probentypen. Die Charakterisierung der Probengeometrien hinsichtlich ihrer Kerbformzahl und des bezogenen Spannungsgradienten erfolgt im Anschluss, so dass schließlich ein Überblick über die Versuchsmatrizen inklusive der Ergebnisse der durchzuführenden Auslegungsberechnungen gegeben wird. Das Hauptziel dieser Arbeit dient jedoch der bruchmechanischen Beschreibung der Stützwirkung, so dass in den sich anschließenden Kapiteln detailliert auf unterschiedliche Auswertemethoden eingegangen wird, um Ergebnisse hinsichtlich der frühen Risswachstumsrate und entsprechende kerbschärfebezogene Unterschiede herauszuarbeiten. Neben einer eigens entwickelten Lastabfallkorrelationsmethode, zur rechnerischen Zuordnung des in der Phase III (vgl. Abbildung 3.1.1) festgestellten Lastabfalls zu einer korrespondierenden Risstiefe und entsprechender vergleichender Darstellungen der Potentialsondenmessergebnisse, sind schließlich alle relevanten Ergebnisse und Erkenntnisse im letzten Unterkapitel 4.8 zusammengefasst.

„Ein resultierendes, für diese Arbeit besonders hervorzuhebendes Fazit, ist in den folgenden Kapiteln und Unterkapiteln jeweils in Anführungszeichen, kursiv und eingerückt dargestellt.“

4.1 Untersuchter Werkstoff

Gegenstand der Untersuchung stellt ein warmfester Stahl aus der Gruppe der 9% bis 12%-Chrom Stähle dar. Tabelle 4.1.1 enthält Richtwerte der chemischen Zusammensetzung sowie Angaben zur erfolgten Wärmebehandlung der verwendeten Schmelze mit dem Kurzzeichen „uA1“ der Schmiedevariante des 10%-Chrom Stahls vom Typ X12CrMoWVNbN10-1-1.

Tabelle 4.1.1: Chemische Zusammensetzung und Wärmebehandlungszustand des untersuchten Werkstoffs, Angaben in Massen-%

	C	Cr	Mo	W	Ni	V	Nb	N
X12CrMoWVNbN10-1-1	0.12	10.0	1.0	1.0	0.8	0.2	0.05	0.05

Heat Treatment: 1050°C 7h/oil + 570°C 7h/air + 690°C 10h/air

Die Legierungselemente Chrom, Molybdän, Wolfram, Vanadium und Niob stellen Vertreter der Gruppe der Ferritbildner dar und bilden damit die Grundlage für eine entsprechend hohe Zeitstandfestigkeit. Als Austenitbildner fungieren Nickel und Stickstoff. Hier sind vor allen Dingen aus Gründen der Schweißbarkeit und Duktilität niedrige Gehalte anzustreben. Zur Beschränkung des Deltaferritanteils, welcher vor allem von Wolfram und Molybdän provoziert wird und in der bis hierhin beschriebenen Konstellation eine generelle Schwierigkeit darstellt [167], sind kleine Mengen von Nickel und Mangan zulegiert. Zur Erzeugung eines hochwarmfesten martensitischen Gefüges erfolgt zunächst eine Austenitisierung bei 1050°C, gefolgt von einem Anlassvorgang bei 690°C. Das Gefüge besteht im Wesentlichen aus α -Ferrit in Form von angelassenem Martensit innerhalb der ehemaligen Austenitkorgrenzen [167]. Stabilisiert wird diese Struktur durch den Anlassvorgang und einer damit verbundenen Ausscheidung von Karbiden auf den Korngrenzen [53]. Der mittlere Durchmesser der ehemaligen Austenitkörner beträgt laut dem Vorprüfungszeugnis 57 μm . Weitere Details zur Wärmebehandlung und dem erzielten Gefügezustand sind Abbildung 4.1.1 zu entnehmen.

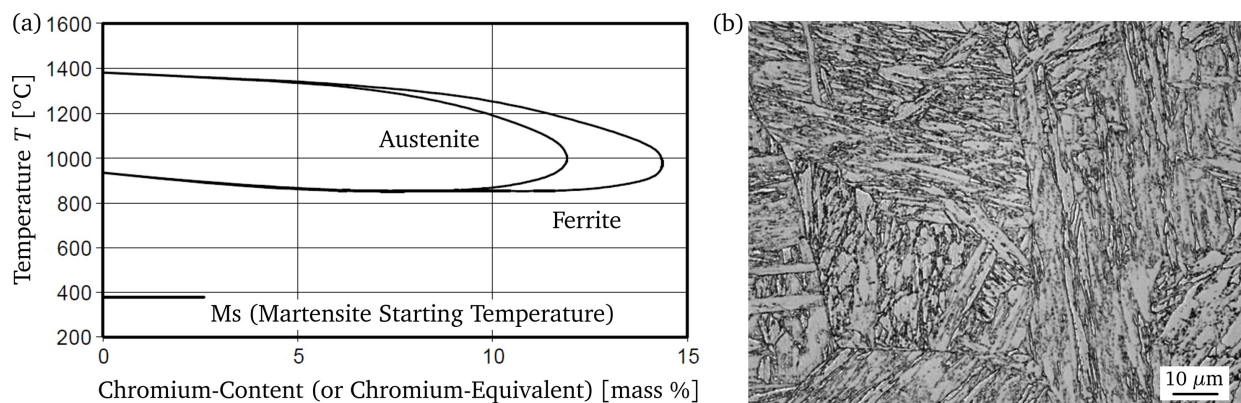


Abbildung 4.1.1: Zur Wärmebehandlung sowie dem martensitischen Gefüge der Schmelze uA1 (10%-Chrom Stahl vom Typ X12CrMoWVNbN10-1-1)
 (a) Phasendiagramm für Fe-Cr-Legierungen, Nachzeichnung aus [26]
 (b) Lichtmikroskopische Aufnahme des Gefüges im Neuzustand nach erfolgter Wärmebehandlung, [32]

Im Vergleich zur kubisch-flächenzentrierten Gitteranordnung von Austeniten zeigen Ferrite und Martensite eine kubisch- bzw. tetragonal-raumzentrierte Gitterstruktur. Der vergleichsweise höhere Diffusionskoeffizient kubisch-raumzentrierter Strukturen führt zu einer geringeren Widerstandsfähigkeit gegenüber thermisch aktivierten Gefügeumwandlungen. Damit sind ferritische und martensitische Stähle in diesem Aspekt den Austeniten unterlegen [168].

Gegenüber Austeniten haben ferritische und martensitische Stähle für den Einsatz im Motoren oder Turbomaschinenbau jedoch oft den entscheidenden Vorteil einer besseren Wärmeleitung sowie eines geringeren Wärmeausdehnungskoeffizienten [169]. Thermische Gradienten aufgrund von instationären

Betriebsweisen führen demzufolge zu geringeren induzierten Beanspruchungen bzw. zu größeren möglichen Wandstärken und Durchmessern. Der Werkstoff X12CrMoWVNbN10-1-1 besitzt einen Chrom-Gehalt von 10% und liegt damit im Bereich des Grenzwertes von ca. 12%-Chrom, bei dem eine vollständige Austenitisierung mit anschließender martensitischer Umwandlung gerade noch möglich ist (vgl. Abbildung 4.1.1, (a)). Auf der anderen Seite ist ein Mindestgehalt an Chrom von 9% notwendig, um eine ausreichende Karbidbildung sicherzustellen (vgl. [26]).

Der hier untersuchte hochlegierte martensitische Stahl findet hauptsächlich im Dampfturbinenbereich Anwendung und wird für einen Temperaturbereich von bis zu 600°C eingesetzt. Er wurde seinerzeit im Rahmen der „COST“-Programme [170] entwickelt und innerhalb des Forschungsprogramms „MARCKO“ (vgl. [26]) weiterentwickelt und charakterisiert. Die Schmelze mit dem Kurzzeichen „uA1“ steht in Form eines Rotorhalbzeugs mit einem Ursprungsgewicht von ca. 51 t seit Mitte der 90er Jahre am Institut für Werkstoffkunde zur Verfügung und wurde bereits für zahlreiche öffentliche Forschungsvorhaben und Industriekooperationen für Probenentnahmen und experimentelle Untersuchungen verwendet.

4.1.1 Niederzyklische Beschreibungen

Zur Beschreibung des zyklisch elastisch-plastischen Verhaltens lagen bereits entsprechende Anpassungen der zyklischen Fließkurven bei halber Anrisslebensdauer ($N_A/2$) vor (vgl. [171]). In Abbildung 4.1.2 sind beispielhaft die Datenpunkte und die Resultate der Beschreibungen nach Ramberg-Osgood für den Werkstoff uA1 bei 600°C, einer Dehnrates von 6%/min, ohne und mit einer Haltezeit von 3 min in Zug und Druck aufgeführt. Die Parameter der Ramberg-Osgood-Anpassung sind der Tabelle E.0.1 und E.0.2 im Anhang E zu entnehmen. Ebenso ist eine bilineare Anpassung für den Fall ohne Haltezeit dargestellt (vgl. Tabelle E.0.3, Anhang E), welche insbesondere im späteren Kapitel 6 eingesetzt wird. Das Material folgt in guter Näherung einem Masing-Verhalten [63, 172], so dass sich die Schwingbreitenformulierung als geometrische Verdopplung der Amplitudenformulierung ergibt.

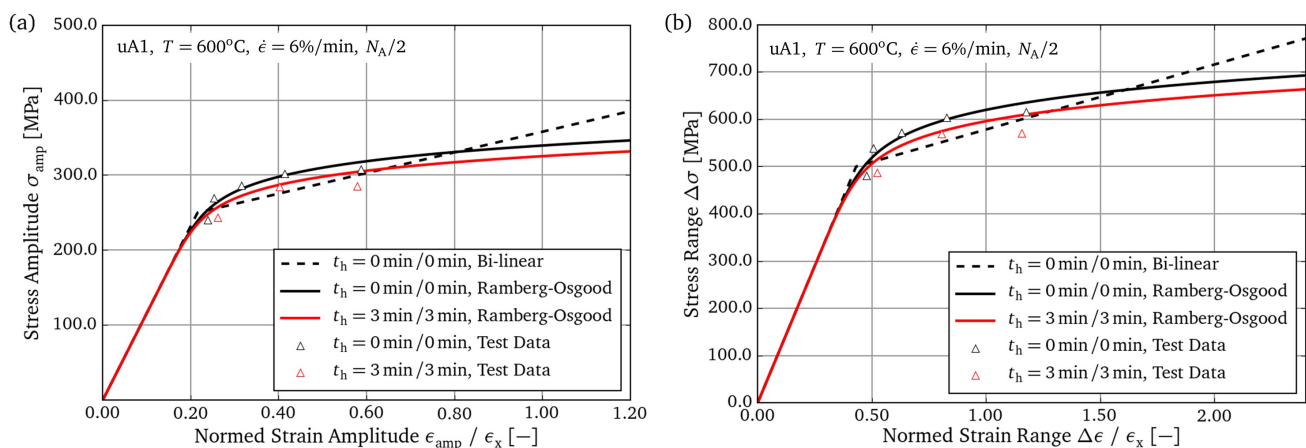


Abbildung 4.1.2: Beschreibungen und Datenstützstellen (aus [171]) der zyklischen Fließkurven, ohne und mit Haltezeit
(a) Amplitudenformulierung, (b) Schwingbreitenformulierung nach Masing;
Aufgrund vertraulicher Daten sind die Dehnungen mit der Größe ϵ_x normiert (vgl. [27])

Die Anrisslebensdauer der in [171] durchgeführten Experimente lässt sich in Form eines Anrisschaubildes darstellen und ist Abbildung 4.1.3, für eine Temperatur von 600°C und einer Dehnrates von 6%/min, zu entnehmen. Zur Definition der Anrisslastwechselzahl diente für alle Versuche ein Lastabfallkri-

terium von 1.5%. Alle Experimente wurden seinerzeit dehnungsgeregelt mit einem R -Verhältnis von -1 durchgeführt. Ebenfalls ist beispielhaft das Ergebnis eines sogenannten betriebsähnlichen-anisothermen Versuches („Service-like Anisothermal“) aus der Arbeit [27] eingezeichnet.

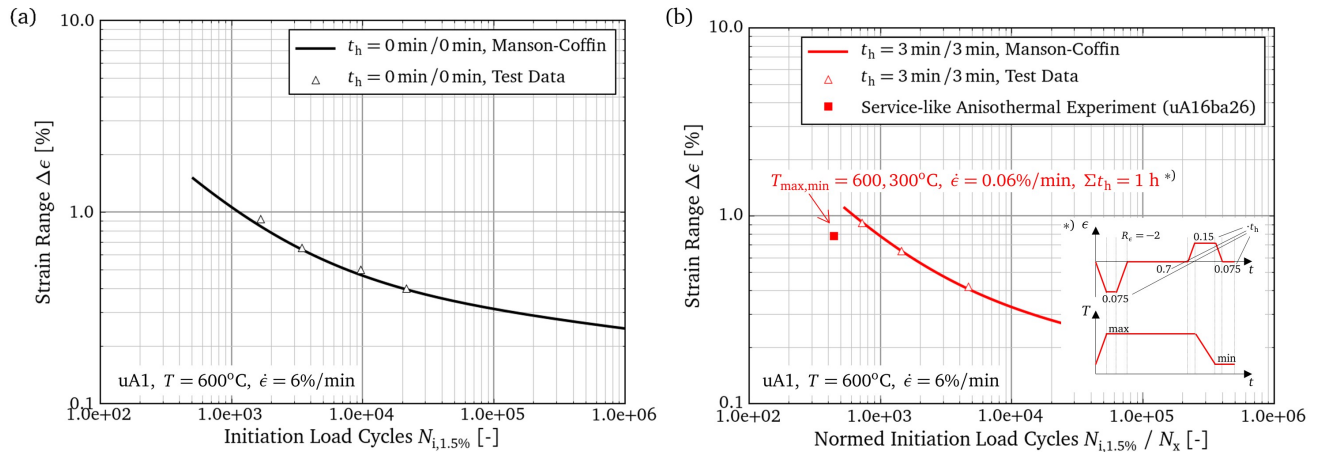


Abbildung 4.1.3: Beschreibungen und Datenstützstellen (aus [171]) der Anrisslebensdauerbeschreibung
 (a) ohne Haltezeit, (b) mit 3 min Haltezeit in Zug und Druck;
 Aufgrund vertraulicher Daten sind die Lastwechselzahlen in (b) mit der Größe N_x normiert

4.1.2 Kriechbeschreibung

Zur Charakterisierung des Kriechverhaltens konnte ebenfalls auf eine umfangreiche und für den Kurz- und Langzeitbereich gut abgesicherte Datenbasis zurückgegriffen werden. Zur mathematischen Beschreibung wurde die in Kapitel 3.2.3.1 eingeführte modifizierte Garofalo-Formulierung verwendet und entsprechend angepasst. Abbildung 4.1.4 gibt eine Übersicht über die verwendete Anpassung und deren Güte für unterschiedliche Beanspruchungsniveaus und Beanspruchungsdauern und einer Temperatur von 600°C . Die verwendeten Parameter können der Tabelle E.0.7 im Anhang E entnommen werden. Der Fokus der Anpassung lag, wie in Abbildung 4.1.4 ersichtlich, auf einer möglichst guten Beschreibung von hohen Spannungen und kurzen Laufzeiten. Zum einen ist dies damit begründet, dass im Folgenden im Wesentlichen das Relaxations- und Kurzzeitkriechverhalten von LCF-Versuchen an gekerbten Proben mit Haltezeiten im Bereich von 3 min von rechnerischer Signifikanz sein wird. Ebenfalls liegt der Hauptfokus in einer adäquaten Beschreibung viskoplastischer Vorgänge im Bereich der Risspitze. Hier sind potentiell sehr hohe Spannungen und entsprechend hohe Relaxations- und Kriechraten abzubilden, was einen weiteren Grund für die Orientierung an hohe Spannungen und kurze Zeiten darstellt. Für Nachrechnungen von längerzeitigen Betriebsphasen ist die hier gewählte Anpassung nicht zu verwenden.

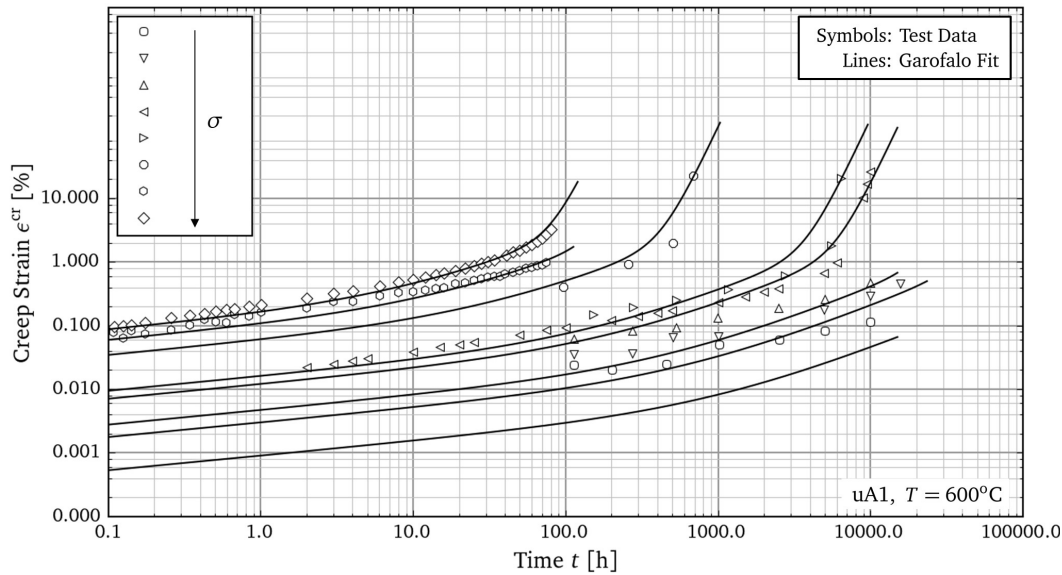


Abbildung 4.1.4: Beschreibung und Datenstützstellen der Kriechverformung als Funktion der Beanspruchungsdauer und -höhe

4.1.3 Risswachstumsbeschreibungen

4.1.3.1 Ermüdungsrisswachstum

Zur Beschreibung des Ermüdungsrisswachstumsanteils lagen bereits umfangreiche Versuchsdaten vor, welche beispielsweise in [173] veröffentlicht sind. Die Versuchsführung erfolgte hier seinerzeit an seitengekerbten CT-Proben vom Typ Cs25 unter einem R -Verhältnis von 0.1 und in Kraftregelung. Die Risstiefenentwicklung wurde mit Hilfe der Wechselstrompotentialsondentechnik messtechnisch erfasst. Weitere Details hierzu folgen in den entsprechenden Unterkapiteln von Kapitel 4.2. Die Risswachstumsrate ist in [173] als Funktion des Effektivwerts des Spannungsintensitätsfaktors ausgedrückt. Allerdings wurde in [173] zur Berechnung von ΔK_{eff} auf eine Näherungsformel zurückgegriffen, dessen Gültigkeit bei R -Verhältnissen > 0 generell zu hinterfragen ist. Zur Überprüfung wurden daher im Rahmen dieser Arbeit weitere Versuche an Cs25-Proben unter Kraftregelung bei einem R -Verhältnis von 0.1 nachgesetzt. Diese wurden zusätzlich auf der vorderen Stirnseite der Proben mit einem Seitenextensometer ausgestattet, so dass das globale Steifigkeitsverhalten während der Be- und Entlastungsphase ermittelt werden kann. Anhand dieser Daten erfolgte im Anschluss an die Versuche eine Bestimmung des Riss-schließzeitpunktes, so dass der Effektivwert der Belastungsschwingbreite und damit der Effektivwert der Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors bestimmt werden konnte. Da die Auswertung und Durchführung der Versuche unter Beachtung der Angaben in [174] erfolgte, kann generell von einem dominant linear elastischen Zustand im Bereich der Risspitze ausgegangen werden, so dass folgende Beziehung für den ebenen Verzerrungszustand Gültigkeit besitzt (vgl. Gleichung 3.3.11):

$$\Delta J_{(\text{eff})} = \frac{\Delta K_{(\text{eff})}^2}{E/(1 - \nu^2)} \quad . \quad (4.1.1)$$

Demzufolge sind in Abbildung 4.1.5 die ermittelten Risswachstumsraten und die abgeleitete Anpassung (vgl. Tabelle E.0.6, Anhang E) als Funktion von ΔJ bzw. unter Anwendung der „Compliance“-Methode (vgl. Kapitel 3.3.4.2) als Funktion von ΔJ_{eff} angegeben.

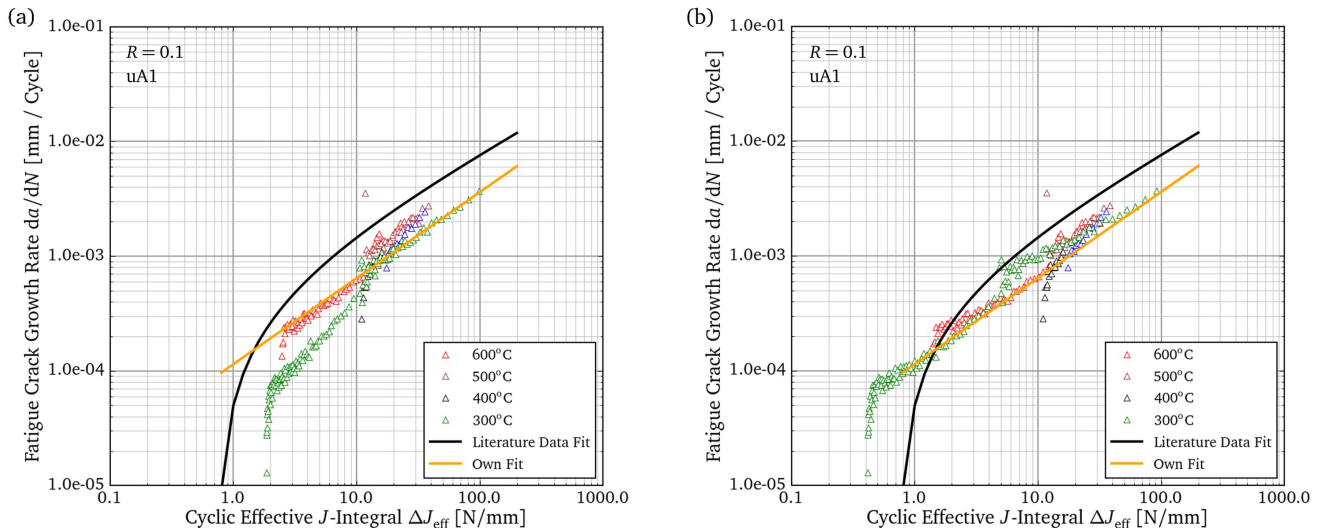


Abbildung 4.1.5: Ermüdungsrisswachstumsbeschreibung und entsprechende Versuchsergebnisse,
 (a) Auftragung ohne Berücksichtigung von Risssschließen
 (b) Auftragung mit Berücksichtigung von Risssschließen über den Effektivwert von ΔJ
 („Literature Data Fit“ aus [173])

Erkennbar ist zum Einen, dass bei Betrachten der Auftragung über dem Effektivwert die Anpassung aus [173] für einen großen Beanspruchungsbereich als gute obere und damit konservative Abschätzung verwendet werden kann. Die Schwellwertvorhersage insbesondere beim Betrachten der Versuche bei 300°C ist allerdings in Frage zu stellen. Ebenso fällt auf, dass durch die Berücksichtigung von Risssschließen nahezu alle Werte aller geprüften Temperaturen in ein Streuband fallen. Dies ist vor allen Dingen dadurch zu erklären, dass aufgrund einer größeren Streckgrenze hin zu niedrigeren Temperaturen die Belastung im Verhältnis zur Streckgrenze bei niedrigeren Temperaturen kleiner ausfällt. Dies hat nach der analytischen Risssschließbeschreibung von NEWMAN [39] eine höhere Risssschließneigung und damit kleinere Effektivwerte zur Folge. Der Temperatureinfluss ist hier also im Wesentlichen auf den Mechanismus des plastizitätsinduzierten Risssschließens zurückzuführen. Die eigens durchgeführte Anpassung stellt eher eine Mittelwertanpassung orientiert an den Versuchen bei 600°C dar.

4.1.3.2 Kriechrisswachstum

Zur Quantifizierung des Kriechrisswachstumsanteils kann ebenfalls auf eine umfangreiche Datenbasis des Werkstoffs uA1 und seiner Gussvariante zurückgegriffen werden [165]. Zur Anwendung des in Kapitel 3.3.5 eingeführten NSW-Modells ist, wie bereits erwähnt, die Kenntnis der Kriechbruchdehnung ϵ_f^{cr} notwendig. Auf Basis der Ergebnisse in [175] kann für den Werkstoff uA1 in guter Näherung eine zeitlich invariante Kriechbruchdehnung von 20% angesetzt werden. In [176] wurde anhand von Kurzzeitversuchsergebnissen der Vorschlag entwickelt, für den Kurzzeit- und Rissinitiationsbereich einen zusätzlichen Abschlagsfaktor von 10 auf die NSW-Anpassung des ebenen Spannungszustands zu verwenden. Diese Tendenz konnte jüngst auch in [177] durch weitere Versuchsergebnisse bestätigt werden.

Ebenso zeigten hoch belastete Versuche an einem 1%-Chrom Stahl in [178], eine im Vergleich zur NSW-ESZ-Linie um den Faktor 6 bis 7 reduzierte Kriechrischwachstumsrate für diesen Kurzzeitbereich. Der Kurzzeitbereich ist, wie bereits beschrieben, für die in dieser Arbeit betrachteten LCF-Versuche an gekerbten Proben mit 3-minütiger Haltezeit von besonderer Bedeutung, so dass der Abschlagsfaktor von 10 nach [176] im Folgenden ebenfalls Anwendung findet. Alle bis hierhin beschriebenen Auswertmöglichkeiten, Anpassungen und Modelle sind in Abbildung 4.1.6 zusammengefasst.

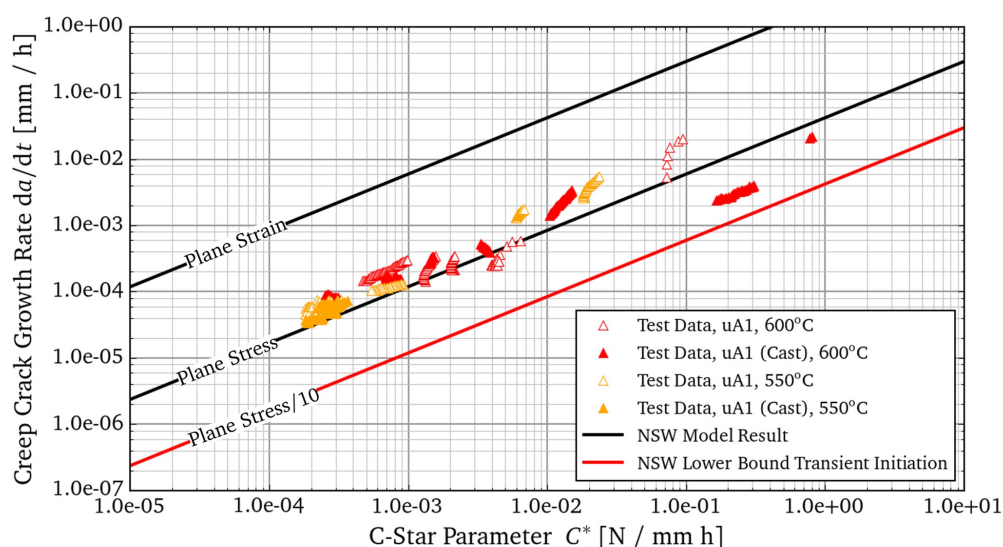


Abbildung 4.1.6: Beschreibung und Datenstützstellen der Kriechrischwachstumsrate als Funktion des Parameters C^*

4.2 Verwendete Prüfmethodik

Zur Nachbildung eines Spannungsgradienten und gleichzeitiger Messung des frühen Risswachstumsverhaltens unter Hochtemperaturbeanspruchung wurden generell zwei Arten von Versuchen durchgeführt:

- Global einachsig belastete Dehnwechselversuche an gekerbten Rund- und gekerbten Hohlproben
- Global biaxial belastete Dehnwechselversuche an Kreuzproben mit zentraler Durchgangsbohrung

Es folgen Beschreibungen zum generellen Versuchsaufbau sowie Angaben zur verwendeten Prüftechnik und Versuchsdurchführung.

4.2.1 Global einachsig belastete Dehnwechselversuche

Eine skizzenhafte Übersicht des Versuchsaufbaus in Bezug auf die global einachsig belasteten Dehnwechselversuche ist in Abbildung 4.2.1 dargestellt.

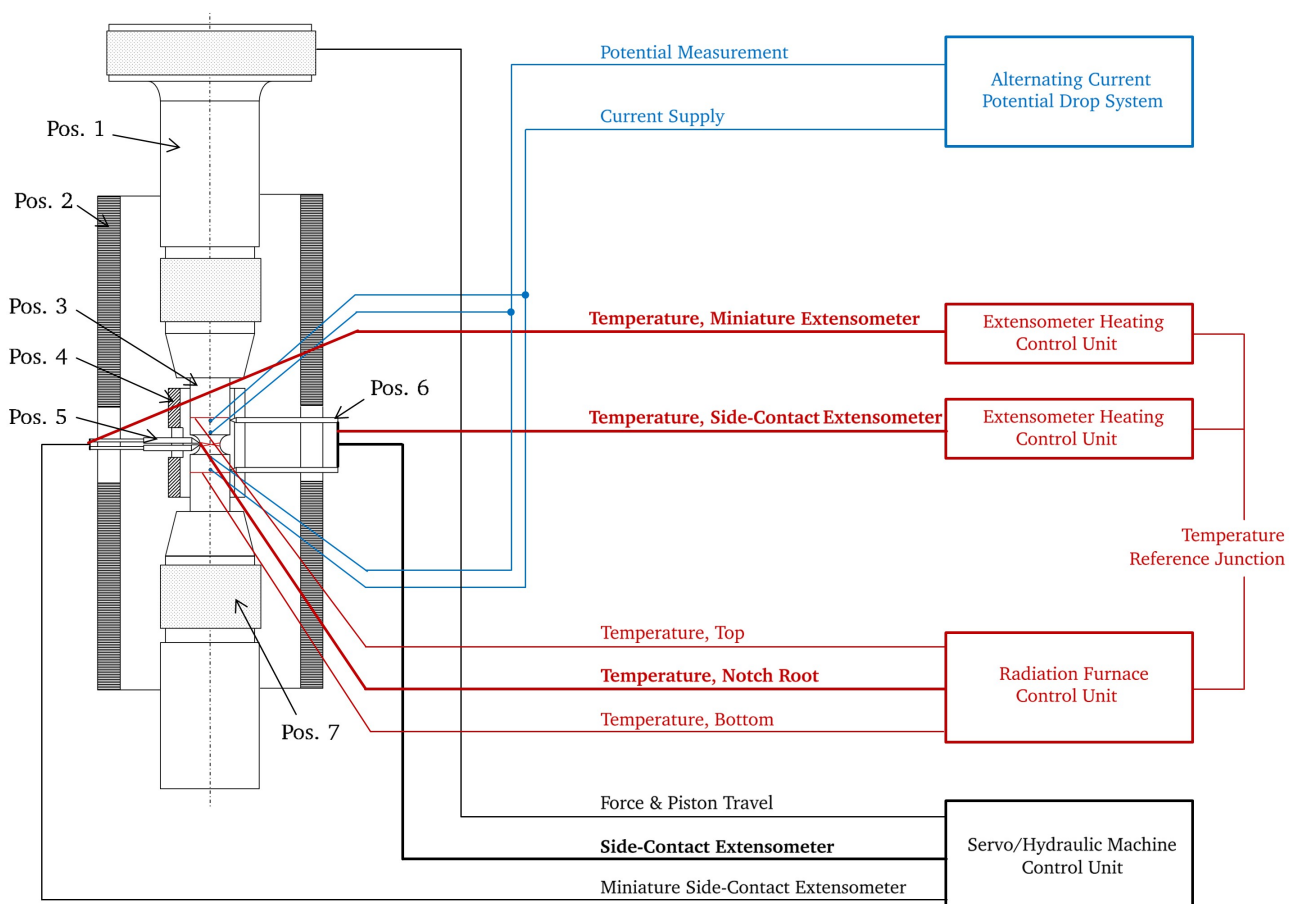


Abbildung 4.2.1: Versuchsaufbau: Global einachsig belastete Dehnwechselversuche;
Dicke Linien, fettgedruckte Bezeichnungen: Regelgrößen,
Dünne Linien, normalgedruckte Bezeichnungen: Messgrößen;
Pos. 1: Belastungsstrang inkl. Kraftmessdose auf der Oberseite,
Pos. 2: Strahlungssofen, Pos. 3: Eingebaute Rundkerbprobe, Pos. 4: Keramikhülse,
Pos. 5: Miniatur Extensometer, Pos. 6: Seitenkontakt Extensometer, Pos. 7: Thermisches Isoliermaterial

Die Fixierung der Rundkerbprobe im Laststrang erfolgt mittels Einschraubgewinde. Um das Gewindenspiel auszugleichen, werden die Proben mit Hilfe von Druckstangen auf der Unterseite verspannt.

Zur Realisierung einer entsprechenden Prüftemperatur steht ein Strahlungsofen zur Verfügung. Als Regelgröße wurde die Temperatur im Bereich des Kerbgrunds der Probe mit Hilfe von Thermoelementen messtechnisch ermittelt. Die Fixierung der Thermoelemente am Prüfkörper erfolgte durch spezielles Anbinden derselben. Zur Kontrolle der axialen Temperaturverteilung wurde ebenfalls die Temperatur oberhalb und unterhalb des Kerbgrunds auf vergleichbare Weise gemessen. Es wurden ausschließlich kalibrierte Thermoelemente vom Typ S verwendet. Zur Einstellung der axialen Temperaturverteilung, wobei hier eine Differenz von maximal 10 K im Vergleich zum Kerbgrund angestrebt wurde und auch eingehalten werden konnte, wurden speziell angepasste Keramikhülsen geeignet platziert.

Die Belastung der Probe erfolgt servo-hydraulisch. Der Weg des hydrostatisch gelagerten Kolbens wird als Messgröße dem Regelungssystem rückgeführt. Die Messung der Kolbenkraft erfolgt mittels entsprechend kalibrierter Kraftmessdose. Als maximale Lastamplituden können mit der verwendeten Prüfmaschine 100 kN realisiert werden. Da die Versuche, wie bereits erläutert, in globaler Dehnungsreglung durchzuführen waren, erfolgt die Messung und Rückführung der Verschiebung über dem Kerbgrund mittels Seitenextensometer. Die an die Probe angepressten Keramikstangen übertragen den axialen Weg auf eine Plattfeder, dessen Auslenkung über ein Dehnmessstreifensystem kalibriert in einen momentanen Verschiebungswert überführt werden kann. Aufgrund der Temperaturempfindlichkeit der Plattfeder bzw. des entsprechenden Hebelarmsystems ist das Gehäuse des Extensometers mit einer konstant geregelten Temperatur von 60°C beheizt. Zur Kontrolle und Messung der Dehnung möglichst direkt im Kerbgrund wurde, bei den Proben wo dieser Aufbau möglich war, ein Miniatur-Extensometer System appliziert. Die Metallmessschneiden dieses Miniatur-Extensometers werden mittels elektrischer Widerstandsschweißung im Bereich des Kerbgrunds angeschweißt, so dass sich eine Referenzmesslänge zwischen 0.4 mm und 0.6 mm einstellt. Die exakte Bestimmung der Referenzmesslänge erfolgt nachträglich durch versuchsspezifische fotometrische Vermessung des mittleren Schneidenabstandes.

Zur Messung der frühen Rissentwicklung ist ebenfalls ein Wechselstrompotentialsonden-Messsystem appliziert. Durch in einem definierten Abstand ober- und unterhalb des Kerbgrunds angeschweißte Platindrähte, wird durch die Probe ein Wechselstrom mit einer definierten Frequenz und Stromstärke geleitet. In einem definierten Abstand näher zur Kerbe wird je ein weiterer Platindraht angeschweißt. Hierüber wird das sich einstellende elektrische Potential abgegriffen. Eine Reduktion des Kerbquerschnitts sorgt bei geöffnetem Riss nun dafür, dass der elektrische Widerstand in Bezug auf den oberflächennahen Wechselstrom steigt, so dass sich das gemessene elektrische Potential als Funktion der Ristiefe ändert.

Zu Beginn der Versuchsserie erfolgte eine Bestimmung der Biegedehnung nach den Normen ASTM E1012-14 sowie ISO 23788:2012.

4.2.2 Global biaxial belastete Dehnwechselversuche

Abbildung 4.2.2 skizziert den Versuchsaufbau der biaxialen Prüfmaschinenteknik inklusive entsprechender Anbaugeräte und zusätzlicher Messmöglichkeiten für das Beispiel eines dehnungsgeregelten Versuchs an Kreuzproben. Zu beachten ist, dass das Seitenkontakt Extensometer, die Messung mittels Thermografiekamera sowie die optische Dehnungsmessung lediglich exklusiv durchgeführt werden können.

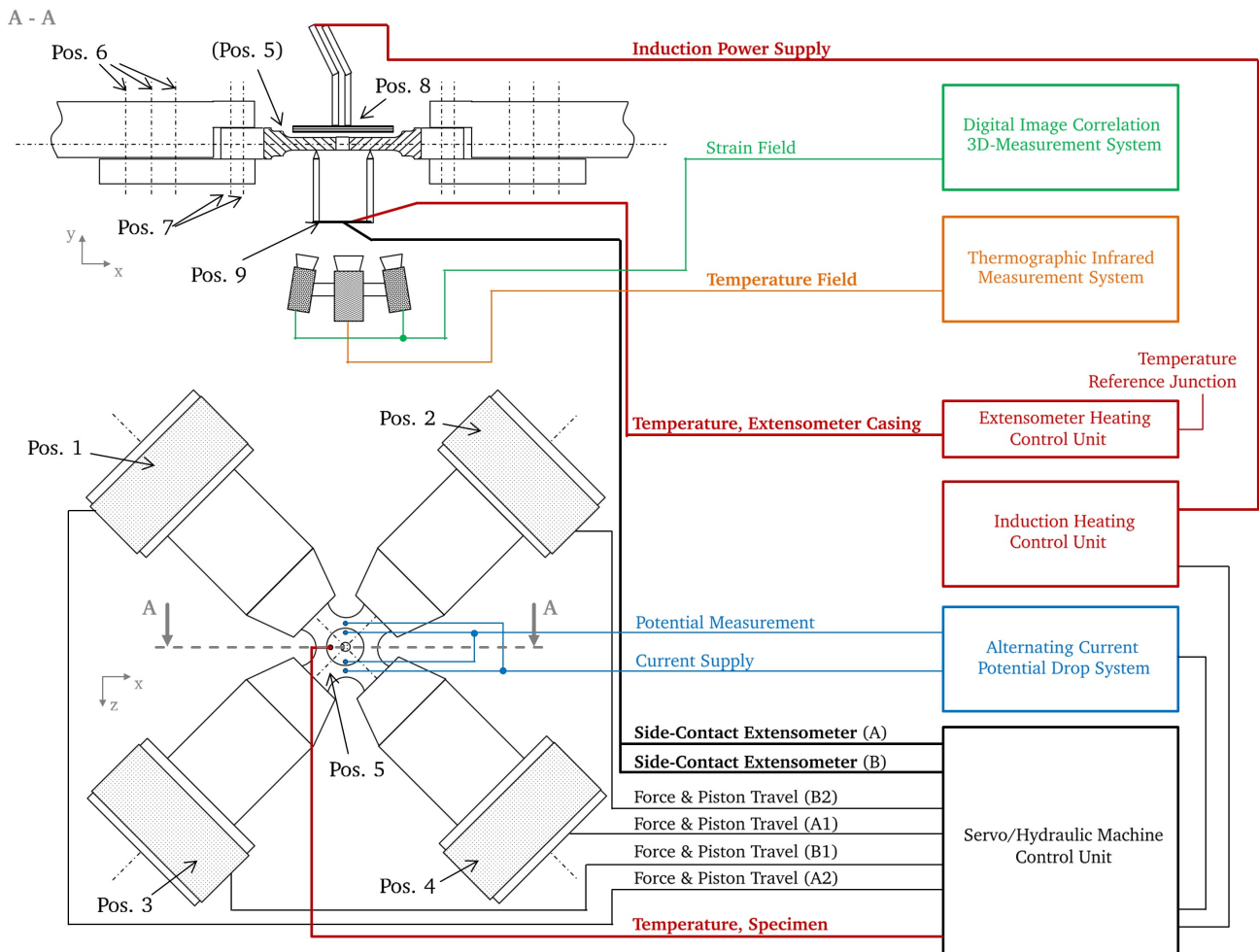
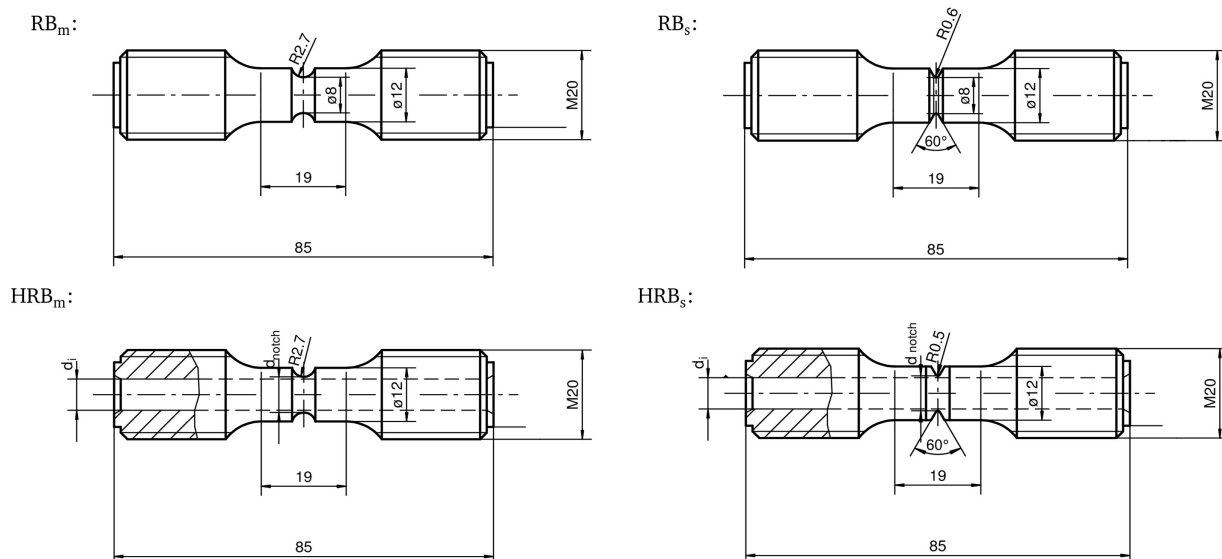


Abbildung 4.2.2: Versuchsaufbau: Global biaxial belastete Dehnwechselversuche;
 Dicke Linien, fettgedruckte Bezeichnungen: Regelgrößen,
 Dünne Linien, normalgedruckte Bezeichnungen: Messgrößen;
 Pos. 1-4: Belastungsstrang mit vier Aktuatoren, Pos. 5: Kreuzprobe,
 Pos. 6: Reibschlüssige Schraubverbindung (Laststrang - Spannteil),
 Pos. 7: Reibschlüssige Schraubverbindung (Spannteil - Kreuzprobe),
 Pos. 8: Induktionsspule, Pos. 9: Biax Seitenkontakt Extensometer

Der Versuchsaufbau erlaubt eine Realisierung einer biaxialen Belastung einer in der Mitte eingespannten Kreuzprobe. Die Versuche können sowohl in Dehnungs- als auch in Kraftregelung unter nahezu beliebigen R -Verhältnissen durchgeführt werden. Mittels induktiver Heizeinrichtung lassen sich Prüftemperaturen von bis zu 950°C realisieren. Weitere Details zu Prüftechnik, optionalen Anbaugeräten und Messmöglichkeiten sowie im Rahmen dieser Arbeit entwickelten Verbesserungen hinsichtlich der Temperaturwiederholgenauigkeit können dem Anhang F entnommen werden.

4.3 Probentypen

Eine Übersicht über die verwendeten Probenformen der gekerbten Rund- und gekerbten Hohlproben ist Abbildung 4.3.1 zu entnehmen.



Specimen-Type [-]	Inner-Diameter d_i [mm]	Notch-Root-Diameter d_{notch} [mm]
HRB _{m,3}	3.0	8.5
HRB _{m,5}	5.0	9.2
HRB _{m,7}	7.0	10.2
HRB _{s,3}	3.0	7.1
HRB _{s,5}	5.0	8.2

Abbildung 4.3.1: Übersicht über die verwendeten axialsymmetrischen Kerbprobenvarianten;

RB_m: Rundkerbprobe, „milde“ Kerbe, RB_s: Rundkerbprobe „scharfe“ Kerbe

HRB_m: Hohlkerbprobe, „milde“ Kerbe, HRB_s: Hohlkerbprobe „scharfe“ Kerbe

Die obere Hälfte in Abbildung 4.3.1 zeigt die zwei geometrischen Varianten der geprüften gekerbten Rundproben mit einer „mild“ ausgeführten (RB_m) und einer „scharf“ ausgeführten Kerbvariante (RB_s). Die beiden unterhalb dargestellten, unterschiedlich scharf gekerbten Hohlprobenvarianten (HRB_m und HRB_s in Abbildung 4.3.1) sind jeweils mit einer axialen Durchgangsbohrung versehen. Durch die Variation des Durchmessers der Axialbohrung d_i und des Kerbgrunddurchmessers d_{notch} können hier im Vergleich zu den Varianten ohne Axialbohrung identische Kerbformzahlen bei gleichzeitig veränderter Ligamentgröße und ebenso verändertem Spannungsgradient eingestellt werden. Zu diesem Zweck wurden auf Basis noch vorzustellender Auslegungsrechnungen die in der in Abbildung 4.3.1 untenstehenden Tabelle aufgeführten geometrischen Varianten bzw. Kombinationen der Innendurchmesser und Kerbgrunddurchmesser rechnerisch ermittelt und im Anschluss gefertigt. Die finalen Bezeichnungen der Hohlproben beinhalten demnach zusätzlich die Angabe des Innendurchmessers. Für alle Varianten wurde die Kerbgeometrie durch Drehen mittels eines Formstahls hergestellt und der Bearbeitungsflächenzustand belassen. Die Axialbohrung der Hohlprobenvarianten wurde mittels Drahterodieren gefertigt, um eine ausreichende Rundheit und Koaxialität sicherzustellen.

Die für die biaxial belasteten Versuche verwendete Variante der Kreuzprobengeometrie ist in Abbildung 4.3.2 dargestellt.

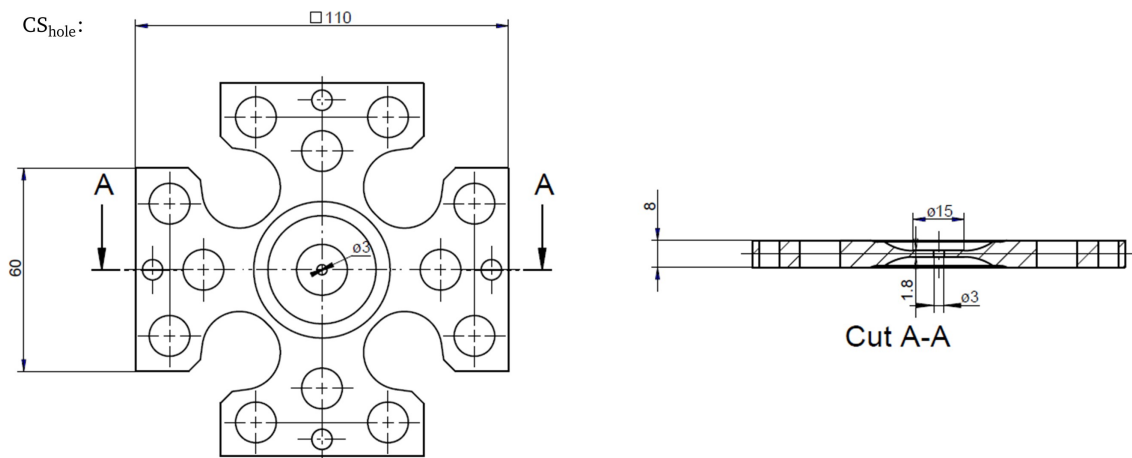


Abbildung 4.3.2: Verwendete Kreuzprobenvariante mit zentraler Durchgangsbohrung

Die Geometrie der Kreuzprobenkontur wurde zunächst vorgefräst und der axialsymmetrische Bereich bis hin zur Prüfzone (Durchmesser 15 mm in Abbildung 4.3.2, rechts) im Anschluss durch Drehen gefertigt. Die zentrale Bohrung ist mittels Drahterodieren eingebracht, um einerseits entsprechende Maßhaltigkeit zu erreichen und zum anderen möglichst geringe Eigenspannungen, im Vergleich zum konventionellen Bohrverfahren, zu produzieren.

4.4 Probencharakterisierung

Zur Charakterisierung der Kerbgeometrie der vorgestellten Probentypen wurde die Kerbformzahl sowie der bezogene Spannungsgradient ermittelt. Entsprechend der Definition dieser beiden Kennzahlen ist zur Bestimmung ausschließlich linear elastisches Materialverhalten unterstellt. Für die Berechnung wurden die Probentypen mit den entsprechenden Randbedingungen innerhalb des Finite Elemente Programms ABAQUS abgebildet. Die folgenden Ausführungen beschränken sich auf die Rundkerbprobenvariante RB_m. Die vorgestellten Techniken und Rechnungen sind analog für die weiteren Kerbprobenvarianten sowie für die Kreuzproben durchgeführt und ausgewertet worden.

Abbildung 4.4.1 skizziert den numerischen Aufbau des erstellten FEM-Modells inklusive der wichtigsten Randbedingungen. Die Modellierung der Proben erfolgte 2D-axialsymmetrisch unter Abbildung eines Viertelausschnitts und Ausnutzung entsprechender Symmetrie. Die Belastung wurde über einen modellierten Referenzpunkt als Einzelkraft aufgeprägt. Dieser Referenzpunkt ist mit der nicht explizit modellierten Einschraubgewindefläche kraftgekoppelt verbunden, so dass die Last als verteilte Schubflächenlast in die Probe eingeleitet wird. Als Materialparameter wurden die linear elastischen Kennwerte der Schmelze uA1 (vgl. Tabelle E.0.1: E , ν) bei einer Temperatur von 600°C verwendet. Dies entspricht für nahezu alle Versuche auch der späteren Prüftemperatur. Zur späteren Regelung der Belastungshöhe ist an der Position des experimentell applizierten Seitenextensometers ein entsprechender Sensorknoten definiert. Im folgenden Unterkapitel wird auf die Umsetzung dieser Dehnungsregelung näher eingegangen.

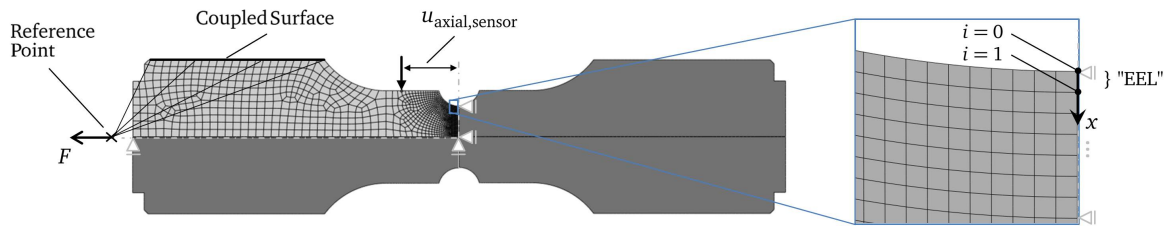


Abbildung 4.4.1: Übersicht über den verwendeten FE-Modellausschnitt inkl. entsprechender Randbedingungen am Beispiel der Rundkerbprobenvariante RB_m .
Detail rechts: Vernetzung und Bezeichnungen im Bereich des Kerbgrunds

Die Bestimmung des Kerbfaktors erfolgte zum einen durch Auswerten der ersten Hauptspannung (Index: 1) und zum weiteren durch Auswerten der Vergleichsspannung nach VON MISES (Index: eq). Die Höhe der Belastung wurde so gewählt, dass der Kerbquerschnitt mit einer Nennspannung von $\sigma_{nom}^{el} = 1$ MPa beansprucht ist. Der örtliche Spannungswert im Bereich der Kerbgrundoberfläche entspricht demnach direkt der Kerbformzahl $K_{t,I}$ bzw. $K_{t,eq}$.

Die Auswertung des bezogenen Spannungsgradienten erfolgte ebenfalls auf Basis dieser Berechnungsergebnisse unter Auswertung der ersten Hauptspannung und der Vergleichsspannung nach VON MISES. Der bezogene Spannungsgradient lässt sich mit Hilfe des Differenzenquotienten wie folgt bestimmen (vgl. Definitionen in Abbildung 4.4.1):

$$\chi^* = \lim_{EEL \rightarrow 0} - \frac{\sigma_{|i=0}^{el} - \sigma_{|i=1}^{el}}{x_{|i=0} - x_{|i=1}} \frac{1}{\sigma_{|i=0}^{el}} \quad (4.4.1)$$

Das so ermittelte Ergebnis ist demnach offensichtlich eine Funktion der gewählten Elementkantenlänge („EEL“: *Element Edge Length*). Demzufolge wurde das Netz sukzessive verfeinert und das Ergebnis für den Grenzübergang: $EEL \rightarrow 0$ durch lineare Extrapolation bestimmt. Abbildung 4.4.2 zeigt beispielhaft die ermittelten Kennzahlen für den Probentyp „ RB_m “ in Abhängigkeit der Elementkantenlänge.

Alle weiteren Charakterisierungsergebnisse können den Versuchstabellen 4.5.1 bis 4.5.5 in dem nachfolgenden Unterkapitel entnommen werden.

4.5 Versuchsauslegung und Versuchsmatrizen

In Summe sind die durchgeführten Experimente in folgende fünf Serien zu unterteilen:

- Isotherme Versuche an gekerbten Rundproben ohne Haltezeit, Zyklusform: Dreieck
- Isotherme Versuche an gekerbten Rundproben mit Haltezeit, Zyklusform: Trapez
- Isotherme Versuche an gekerbten Hohlproben mit Haltezeit, Zyklusform: Trapez
- Anisotherme Versuche an gekerbten Hohlproben mit Haltezeiten, Zyklusform: betriebsähnlich (vgl. Abbildung 4.1.3 (b))
- Isotherme Versuche an gelochten Kreuzproben ohne Haltezeit, Zyklusform: Dreieck

Wie eingangs erläutert, dient das experimentelle Programm im Wesentlichen dazu, relevante Mechanismen möglichst separiert zu analysieren und zu quantifizieren. Daher ist es das Ziel, die Versuche vorab

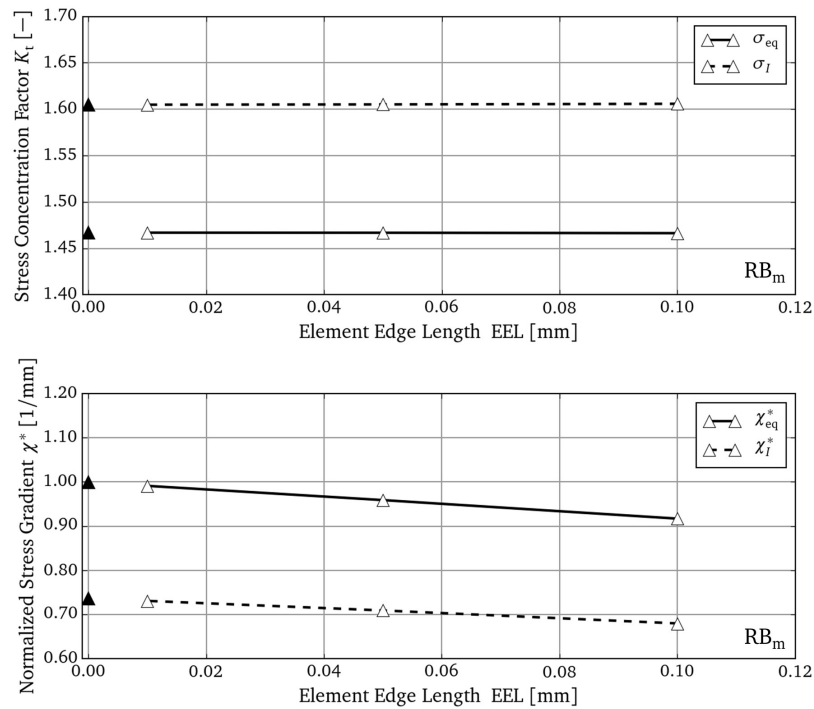


Abbildung 4.4.2: Mittels der FEM berechnete Kerbformzahl und bezogener Spannungsgradient als Funktion der Elementkantenlänge am Beispiel des Probenotyps RB_m.

so auszulegen, dass möglichst direkte Vergleiche gezogen werden können und beispielsweise nur ein einzelner Parameter variiert wird. Das experimentelle Studium des Verhaltens zweier unterschiedlich scharf gekerbter aber ansonsten identischer und örtlich gleich beanspruchter Proben ist hierbei hinsichtlich der Untersuchung einer Stützwirkung von besonderem Interesse. Demzufolge erfolgte zur Planung der Versuche eine Vorauslegung derselben. Zentrale Aufgabe hierbei war es, zu bestimmen, welche globale Dehnschwingbreite am Extensometer einzustellen ist, um eine bestimmte lokale Kerbgrunddehnschwingbreite zu erzielen.

Im Allgemeinen ist davon auszugehen, dass sich, beispielsweise aufgrund eines zyklisch entfestigenden Materialverhaltens oder auch aufgrund von viskoplastischen Effekten, bei konstanter globaler Dehnschwingbreite der Wert der Kerbgrunddehnung als Funktion der Lastwechselzahl ändert. Trotz dieser Tatsache wurde für die Auslegung zunächst ein vereinfachter Berechnungsansatz gewählt, welcher eine sich zyklisch ändernde lokale Kerbgrunddehnung nicht berücksichtigt. Die Auslegungsrechnung erfolgte damit zum einen angelehnt an vereinfachte und etablierte Berechnungsverfahren in der Industrie. Zum anderen war es das Ziel, eine Kennzahl, sprich einen festen Wert einer zu erwartenden lokalen Kerbgrunddehnung zu definieren, der die Versuche untereinander vergleichbar macht und auch eine Eintragung in Anrisschaubilder und damit einen Vergleich mit an glatten Proben gewonnenen Versuchsergebnissen ermöglicht. Der Effekt sowie der Einfluss einer sich verändernden lokalen Kerbgrunddehnung bei konstanter zyklischer globaler Verschiebungsbelastung wurde im Rahmen verschiedener eigener Vorarbeiten unter Einsatz eines viskoplastischen Materialmodells und einer fortschrittlichen Extrapolationsmethode untersucht und in [179] und [180] diskutiert. Weitere Details können der Kurzfassung des Abschlussberichts des zugrundeliegenden Forschungsvorhabens [166] entnommen werden.

Für die Versuche ohne Haltezeit erfolgte die Auslegung unter Verwendung des vorhandenen FEM-Modells (vgl. Abbildung 4.4.1) unter Vorgabe eines elastisch-plastischen Materialverhaltens. Da lediglich eine monotone Belastung bis zur Soll-Dehnungsamplitude rechnerisch abgebildet wurde, hat die Wahl der

Verfestigungsregel hier keinen Einfluss. Entsprechend wurde die ABAQUS Grundeinstellung einer isotropen Verfestigung belassen und die zyklische Fließkurve der Schmelze uA1 für $N_A/2$ ohne Haltezeit (vgl. Tabelle E.0.1) in Tabellenform vorgegeben. Für die Versuche mit Haltezeit wurden für die Lastaufbringungsphase identische Materialparameter hinterlegt. Zusätzlich folgte im Anschluss an die Belastungsphase eine Kriechrechnung für die Dauer der Haltezeit. Als Kriechgesetz wurde auf das in Kapitel 3.2.3.1 vorgestellte modifizierte Garofalo-Modell zurückgegriffen bzw. auf dessen Anpassung für die Schmelze uA1 (vgl. Tabelle E.0.7). Für die betriebsähnlich anisothermen Versuche an gekerbten Hohlproben wurde getrennt voneinander zunächst eine Belastung bis zur maximalen Druckamplitude und anschließender anisothermer Haltezeit im Druckspannungsbereich in der FEM abgebildet sowie eine zweite unabhängige Berechnung für eine Belastung bis zur maximalem Zugamplitude und anschließender anisothermer Haltezeit im Zug durchgeführt.

Die Angabe der örtlichen Beanspruchung erfolgt mittels der Auswertung der Vergleichsdehnung nach VON MISES, welche sich mit Hilfe der Komponenten des Dehnungstensors auf Basis von Gleichung 3.2.9 in folgender Form darstellen lässt:

$$\epsilon_{eq} = \frac{1}{\sqrt{2}(1 + \nu)} \left[(\epsilon_x - \epsilon_y)^2 + (\epsilon_y - \epsilon_z)^2 + (\epsilon_z - \epsilon_x)^2 + 6(\epsilon_{xy}^2 + \epsilon_{xz}^2 + \epsilon_{yz}^2) \right]^{0.5} . \quad (4.5.1)$$

Wie zu sehen, ist die Vergleichsdehnung nach VON MISES abhängig von der Querkontraktionszahl ν . Auf Basis der Arbeiten von [181] und [182] und Gleichung 3.2.1 wurde die aus den elastischen Komponenten des Dehnungstensors resultierende Vergleichsdehnung mit $\nu = 0.3$ und die aus den plastischen Komponenten des Dehnungstensors resultierende Vergleichsdehnung mit $\nu = 0.5$ additiv zu einer Gesamtvergleichsdehnung überlagert. Die mit diesem Vorgehen berechneten Amplituden der globalen Dehnung und korrespondierenden lokalen Kerbgrund-Vergleichsdehnung lassen sich auf Basis des R -Verhältnisses ebenso als Schwingbreiten ausdrücken.

Die Ergebnisse der erfolgten Auslegungen und Probencharakterisierungen sind in den folgenden Tabellen 4.5.1, 4.5.2, 4.5.3, 4.5.4 und 4.5.5 dargestellt. Der Versuch uA16dk82 in Tabelle 4.5.1 wurde wiederholt (uA16dk83), da die Potentialsondenmessung bei dem Versuch uA16dk82 ungültig war.

Im Falle der Kreuzproben wurden Versuche bei einem örtlichen Belastungsniveau und drei unterschiedlichen Achsverhältnissen (ϕ = Achse A/Achse B) durchgeführt. Ein Achsverhältnis von $\phi = 0$ bedeutet, dass die Achse A in Kraftnullregelung verbleibt. Für jedes Achsverhältnis wurde ein Versuch in Dehnungsregelung durchgeführt. Zusätzlich hierzu wurde dieser Versuch jeweils wiederholt und nach Erreichen einer definierten Schwingspielzahl der Versuch in Kraftregelung (F_{contr}) fortgeführt. Bei diesen jeweils nachgesetzten, kraftgeregelten Versuchen konnte die optische Dehnungsmessung eingesetzt werden, um weitere Daten bezüglich der Risstiefenentwicklung sowie des Riss-schließ- und Rissöffungsverhaltens zu generieren. Aufgrund der notwendigen optischen Zugänglichkeit war dies bei den Versuchen in Dehnungsregelung aufgrund des eingesetzten Extensometers so nicht möglich.

Zusätzlich zu den Angaben der Charakterisierung sowie der globalen und lokal zu erwartenden Dehnschwingbreiten sind in der letzten Spalte der Tabellen 4.5.1 bis 4.5.5 die Resultate der im Experiment erreichten Lastwechselzahlen aufgelistet. Sofern auswertbar, befinden sich hier die Angaben über die Lastwechselzahl bei 0.2%, 1.5% und 5% Lastabfall bzw. die erreichte Lastwechselzahl zum Ende des Experiments N_{end} . Aufgrund vertraulicher Daten sind die Lastwechselzahlen der Versuche mit Haltezeiten teilweise mit der Größe N_x normiert.

Tabelle 4.5.1: Versuchsmatrix: Isotherme Versuche an gekerbten Rundproben ohne Haltezeit, Zyklusform: Dreieck

Specimen- Type	Temperature [°C]	$K_{t,I}, K_{t,eq}$ [—]	R_ϵ [—]	$\Delta\epsilon_{eq,loc}$ [%]	χ_I^*, χ_{eq}^* [1/mm]	t_h [min/min]	$\dot{\epsilon}_{eq,loc}$ [%/min]	Status	Test ID	$\Delta\epsilon_{glob,ax}$ [%]	t_{cycle} [sec]	$N_{i,0.2\%}, N_{i,1.5\%}, N_{i,5\%}$ [—], [—], [—]
RB _m	600	1.61, 1.47	−1	0.47	0.74, 1.0	0/0	6	finished	uA16dk72	0.195	9.44	14 290, 16 635, 19 045
RB _m	600	1.61, 1.47	−1	0.6	0.74, 1.0	0/0	6	finished	uA16dk75	0.234	12.00	2 740, 3 860, 5 065
RB _m	600	1.61, 1.47	−1	1.0	0.74, 1.0	0/0	6	finished	uA16dk74	0.328	20.00	1 245, 1 720, 2 240
RB _s	600	2.84, 2.53	−1	0.47	3.37, 4.79	0/0	6	finished	uA16dk80	0.106	9.44	22 095, 28 765, 34 300
RB _s	600	2.84, 2.53	−1	0.6	3.37, 4.79	0/0	6	finished	uA16dk82	0.126	12.00	6 500, 12 010, 17 745
RB _s	600	2.84, 2.53	−1	0.6	3.37, 4.79	0/0	6	finished	uA16dk83	0.126	12.00	5 950, 9 710, 13 520
RB _s	600	2.84, 2.53	−1	1.0	3.37, 4.79	0/0	6	finished	uA16dk81	0.1776	20.00	758, 1 610, 4 890

Tabelle 4.5.2: Versuchsmatrix: Isotherme Versuche an gekerbten Rundproben mit Haltezeit, Zyklusform: Trapez

Specimen- Type	Temperature [°C]	$K_{t,I}, K_{t,eq}$ [—]	R_ϵ [—]	$\Delta\epsilon_{eq,loc}$ [%]	χ_I^*, χ_{eq}^* [1/mm]	t_h [min/min]	$\dot{\epsilon}_{eq,loc}$ [%/min]	Status	Test ID	$\Delta\epsilon_{glob,ax}$ [%]	t_{cycle} [sec]	$\frac{N_{i,0.2\%}}{N_k}, \frac{N_{i,1.5\%}}{N_k}, \frac{N_{i,5\%}}{N_k}$ [—], [—], [—]
RB _m	600	1.61, 1.47	−1	0.43	0.74, 1.0	3/3	6	finished	uA16dk78	0.176	368.60	1 625, 2 165, 2 925
RB _m	600	1.61, 1.47	−1	0.53	0.74, 1.0	3/3	6	finished	uA16dk73	0.210	370.56	975, 1 265, 1 890
RB _m	600	1.61, 1.47	−1	0.78	0.74, 1.0	3/3	6	finished	uA16dk76	0.274	375.60	545, 785, 1 100
RB _s	600	2.84, 2.53	−1	0.43	3.37, 4.79	3/3	6	finished	uA16dk85	0.096	368.60	10 520, 12 755, 14 210
RB _s	600	2.84, 2.53	−1	0.53	3.37, 4.79	3/3	6	finished	uA16dk86	0.113	370.56	4 640, 5 515, 6 335
RB _s	600	2.84, 2.53	−1	0.78	3.37, 4.79	3/3	6	finished	uA16dk88	0.1484	375.60	525, 1 045, 2 305

Tabelle 4.5.3: Versuchsmatrix: Isotherme Versuche an gekerbten Hohlproben mit Haltezeit, Zyklusform: Trapez

Specimen- Type	Temperature [°C]	$K_{t,I}, K_{t,eq}$ [—]	R_ϵ [—]	$\Delta\epsilon_{eq,loc}$ [%]	χ_I^*, χ_{eq}^* [1/mm]	t_h [min/min]	$\dot{\epsilon}_{eq,loc}$ [%/min]	Status	Test ID	$\Delta\epsilon_{glob,ax}$ [%]	t_{cycle} [sec]	$\frac{N_{i,0.2\%}}{N_k}, \frac{N_{i,1.5\%}}{N_k}, \frac{N_{i,5\%}}{N_k}$ [—], [—], [—]
HRB _{m,3}	600	1.61, 1.47	−1	0.78	0.79, 1.05	3/3	6	finished	uA16dk90	0.269	375.6	535, 775, 1 085
HRB _{m,5}	600	1.61, 1.47	−1	0.78	0.88, 1.16	3/3	6	finished	uA16dk91	0.264	375.6	395, 645, 915
HRB _{m,7}	600	1.61, 1.47	−1	0.78	1.02, 1.29	3/3	6	finished	uA16dk92	0.27	375.6	415, 590, 775
HRB _{m,3}	600	2.84, 2.53	−1	0.78	4.67, 6.71	3/3	6	finished	uA16dk95	0.1264	375.6	505, 1 110, 1 665
HRB _{m,5}	600	2.84, 2.53	−1	0.78	5.87, 7.46	3/3	6	finished	uA16dk96	0.1356	375.6	540, 1 450, 2 225

Tabelle 4.5.4: Versuchsmatrix: Anisotherme Versuche an gekerbten Hohlproben mit Haltezeiten, betriebsähnlich

Specimen- Type	T_{min} [°C]	T_{max} [°C]	$K_{t,I}, K_{t,eq}$ [—]	R_ϵ [—]	$\Delta\epsilon_{eq,loc}$ [%]	χ_I^*, χ_{eq}^* [1/mm]	$\sum t_h$ [hr]	$\dot{\epsilon}_{eq,loc}$ [%/min]	Status	Test ID	$\Delta\epsilon_{glob,ax}$ [%]	t_{cycle} [sec]	$N_{i,0.2\%}, N_{i,1.5\%}, N_{i,5\%}$ [—], [—], [—]
HRB _{m,3}	300	600	1.61, 1.47	−2	0.78	0.79, 1.05	1	0.06	finished	uA16dk93	0.293	5 160	$N_{end} = 467$
HRB _{s,3}	300	600	2.84, 2.53	−2	0.78	4.67, 6.71	1	0.06	finished	uA16dk99	0.134	5 160	$N_{end} = 1 077$

Tabelle 4.5.5: Versuchsmatrix: Isotherme Versuche an gelochten Kreuzproben ohne Haltezeit, Zyklusform: Dreieck

Specimen- Type	T [°C]	$K_{t,I}, K_{t,eq}$ [—]	R_ϵ [—]	$\Delta\epsilon_{eq,loc}$ [%]	ϕ (A/B) [—]	χ_I^*, χ_{eq}^* [1/mm]	t_h [min/min]	$\dot{\epsilon}_{eq,loc}$ [%/min]	Status	Test ID	$\Delta\epsilon_{glob,B}$ [%]	t_{cycle} [sec]	$N_{i,0.2\%}, N_{i,1.5\%}, N_{i,5\%}$ [—], [—], [—]
CS _{hole}	600	1.93, 1.94	−1	1.0	1	0.65, 0.99	0/0	6	finished	uA16df40	0.345	20.0	$N_{end} = 7 413$
CS _{hole}	600	1.93, 1.94	−1	1.0 (F_{contr})	1	0.65, 0.99	0/0	6	finished	uA16df41	(0.345)	20.0	$N_{end} = 4 500$
CS _{hole}	600	3.35, 2.77	−1	1.0	0 ^{*)}	1.69, 1.99	0/0	6	finished	uA16df42	0.309	20.0	$N_{end} = 12 000$
CS _{hole}	600	3.35, 2.77	−1	1.0 (F_{contr})	0 ^{*)}	1.69, 1.99	0/0	6	finished	uA16df43	(0.309)	20.0	$N_{end} = 5 500$
CS _{hole}	600	4.15, 2.28	−1	1.0	−1	1.97, 2.27	0/0	6	finished	uA16df44	0.349	20.0	$N_{end} = 5 605$
CS _{hole}	600	4.15, 2.28	−1	1.0 (F_{contr})	−1	1.97, 2.27	0/0	6	finished	uA16df45	(0.349)	20.0	$N_{end} = 5 500$

*) $F_A = 0$

4.6 Lastabfallkorrelation

Um eine Möglichkeit zu schaffen, die frühe Risswachstumsentwicklung anhand der Messung der Lastabfallentwicklung der dehnungsgeregelten Experimente zu bestimmen, kam die im folgenden beschriebene und im Rahmen dieser Arbeit entwickelte Methode zum Einsatz.

Dieses Unterkapitel dient demnach zur Klärung der Frage, in wie weit sich ein experimentell bestimmter Lastabfall gegen Versuchsende (vgl. Phase III in Abbildung 3.1.1) quantitativ einer diskreten Risttiefe zuordnen lässt. Grundsätzlich führt ein sich ausbreitender makroskopischer Riss zu einer Reduktion des tragenden Restquerschnitts und damit zu einer Reduktion der geometrischen Steifigkeit des Probenkörpers. Eine Steifigkeitsreduktion bewirkt im Falle einer konstanten globalen Kraftbelastung eine Zunahme der globalen Verschiebung. Im Falle konstanter globaler Verschiebungsbelastung, wie in den hier betrachteten Experimenten realisiert, führt eine Steifigkeitsreduktion zu einem Abfall der notwendigen globalen Reaktionskraft. Lässt sich die Steifigkeitsreduktion geeignet berechnen, so lässt sich auch ein theoretisch zu erwartender Lastabfall als Funktion der Risttiefe rechnerisch bestimmen und damit das eingangs beschriebene Ziel erreichen. Abbildung 4.6.1 fasst die generelle Idee schematisch zusammen. Die im folgenden erläuterte Vorgehensweise ist ebenfalls Gegenstand der Arbeiten [179, 183].

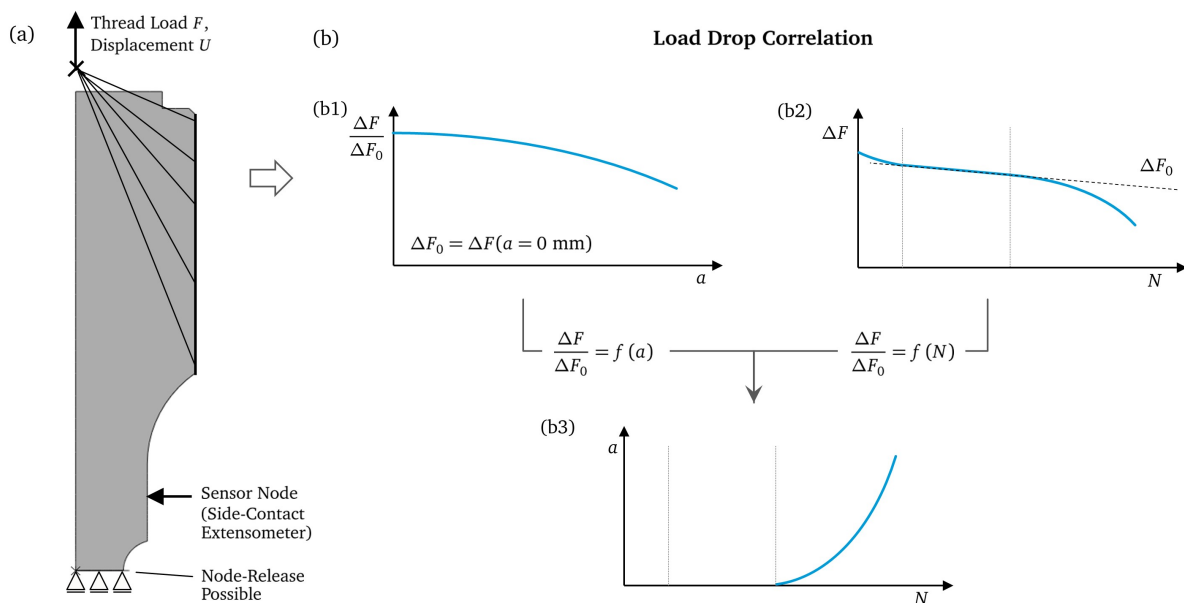


Abbildung 4.6.1: Schematisch dargestellter Ablauf der Lastabfallkorrelationsberechnung

- (a) Verwendeter FE-Modellaufbau,
- (b1) Skizziertes Ergebnis eines theoretisch berechneten Lastabfalls als Funktion der Risttiefe,
- (b2) Experimentell beobachteter Lastabfall als Funktion der Risttiefe,
- (b3) Über die Lastabfallkorrelation ermittelte Beziehung der Risttiefe als Funktion der Zyklenzahl

Aufgrund makroskopischer Stützwirkung bzw. plastischer Umlagerungen ist die Steifigkeitsreduktion keine lineare Funktion der Flächenreduktion, wie man auf Basis einer linear elastischen Modellvorstellung vermuten könnte. In [184] wurde zur Bestimmung des theoretisch zu erwartenden Lastabfalls als Funktion der Risttiefe daher auf ein komplexes konstitutives Materialmodell zurückgegriffen, um dem Einfluss inelastisch motivierter Umlagerungsvorgänge geeignet Rechnung tragen zu können. Statt des

Lastabfalls wurde in [185] die Steifigkeitsänderung mit Hilfe der Änderung der Steigung der linear elastischen Geraden nach Lastumkehr detektiert.

Vor dem Hintergrund der praktischen Umsetz- und Anwendbarkeit wird im Rahmen dieser Arbeit ein vereinfachtes Modell und Verfahren der Berechnung entwickelt und angewendet. Als Basis kann ebenfalls auf den in Kapitel 4.4 und Kapitel 4.5 verwendeten FE-Modellaufbau (vgl. Abbildung 4.4.1) zurückgegriffen werden. Jedoch sind einige entscheidende Erweiterungen vorgenommen.

Zum einen wurde eine Möglichkeit implementiert, die Symmetrierandbedingungen in der Ebene des Kerbgrunds zu lösen, so dass definierte Risstiefen innerhalb der Symmetrieebene realisiert werden können (vgl. Kapitel 3.3.4.2). Das elastisch-plastische Werkstoffmodell sowie die entsprechenden Parameter sind im Vergleich zur Auslegungsrechnung unverändert beibehalten. So können nun generell voneinander unabhängige Berechnungen verschiedener Risstiefen unter monotoner Belastung elastisch-plastisch simulativ abgebildet werden. Um im Rahmen dieser FEM-Berechnungen ebenfalls dem Zustand einer global dehnungsgeregelten Belastung gerecht zu werden, wurde ein PID-Regler in Form einer Subroutine abgebildet, welche simultan zur eigentlichen ABAQUS-Berechnung die Last am Referenzpunkt regelungstechnisch kontrolliert. Als Regler-Istwert und als Eingangswert der Subroutine wird die axiale Deformation des in Abbildung 4.6.1 (a) dargestellten Sensorknoten verwendet, dessen geometrischer Ort der Position des Seitenextensometers entspricht. Durch Vorgabe eines entsprechenden Sollwerts der globalen Extensometerdehnung und durch geeignete Wahl der PID-Parameter kann so zeitinkrementell der notwendige Kraftwert am Referenzpunkt bestimmt werden. Letztendlich lässt sich mit diesem Modellaufbau, mit Hilfe eines einfachen elastisch-plastischen Materialmodells und separaten Berechnungen unter monotoner Belastung im global dehnungskontrollierten Zustand, der theoretisch zu erwartende Lastabfall als Funktion der Risstiefe simulieren (vgl. Abbildung 4.6.1 (b1)).

Folgende Annahmen und Beschränkungen seien an dieser Stelle erwähnt: Zum einen ist als elastisch-plastisches Materialverhalten allein der Zustand bei halber Anrisslebensdauer ($N_A/2$) angepasst hinterlegt. Zum Zeitpunkt makroskopischer Rissbildung dürften eventuelle Entfestigungsprozesse weiter fortgeschritten sein, so dass entsprechende Abweichungen zur Realität zu erwarten sind. Die Aussagen gelten also vor dem Hintergrund der Annahme, dass das elastisch-plastische Materialverhalten ausreichend gut mit dem Zustand bei halber Anrisslebensdauer abgebildet werden kann. Auf höherwertige konstitutive Ansätze wurde vor dem Hintergrund der praktischen Anwendbarkeit bewusst verzichtet (vgl. Kapitel 5.1). Zum anderen erlaubt das Modell lediglich die Abbildung sich konzentrisch ausbreitender Umfangsrisse. Wie in den nachfolgenden Ergebniskapiteln gezeigt, ist diese Annahme jedoch für nahezu alle Versuche in guter Näherung erfüllt (vgl. Abbildungen 4.7.2 bis 4.7.4).

4.7 Korrelation des Potentialondensignals

Zur alternativen Bestimmung des frühen Risswachstumsverhaltens wurden bei allen Versuchen begleitende Messungen mit Hilfe einer Wechselstrompotentialsonde durchgeführt. Generell können hier zwei Methoden unterschieden werden: Die Gleichstrom-Potentialsondenmesstechnik (DCPD) und die Wechselstrom-Potentialsondentechnik (ACPD). Das Messprinzip ist bei beiden Methoden grundsätzlich identisch. Aufgrund des sich ausbildenden Skin-Effektes bei der ACPD-Methode, konzentrieren sich die Stromdichte-Isolinien je nach Arbeitsfrequenz jedoch lediglich auf einen begrenzten oberflächennahen Bereich. Dies hat für den hier diskutierten Anwendungsfall die positive Folge, dass die Messung auch gegenüber kleinen Risstiefen ausreichend sensitiv eingestellt werden kann (vgl. [186],[187]). Demzufolge kommt im Rahmen dieser Arbeit ein ACPD-System zum Einsatz.

Um die Potentialveränderung für eine quantitative Aussage bzgl. der absoluten Risstiefe nutzen zu können, wird im Rahmen dieser Arbeit jede Messung anhand fraktographischer Vermessung der im jeweiligen Experiment erreichten Endrisstiefe kalibriert. Unter der Annahme, dass sich die Potentialveränderung linear proportional zu einer sich entwickelnden Rissfläche verhält, kann so der Risstiefenverlauf als Funktion der Zyklenzahl rekonstruiert werden.

In [188] konnte die hier zugrunde gelegte Annahme eines linearen Zusammenhangs an CC-Proben und CT-Proben bestätigt werden. Dennoch wird durch Vergleich mit der im vorherigen Kapitel mit Hilfe der Lastabfallkorrelation ermittelten Risstiefen-Zyklenzahlergebnisse, die Annahme der linearen Potential-Rissflächenkorrelation im Folgenden (Kapitel 4.8.3) für die hier verwendeten Probenformen und Anwendungen überprüft.

Die Bestimmung der für die lineare Rissflächenkorrelation notwendigen Risstiefe nach Versuchsende erfolgte in mehreren Schritten. Zunächst wurden die geprüften Proben per Drahterodierverfahren entlang ihrer Symmetrieachse geviertelt. Im Anschluss wurden die so freigelegten Kerbgrundtiefenbereiche weiter präpariert, um makroskopische Vermessungen durchführen zu können. In Winkelgradabschnitten von jeweils 90° können damit exakte Informationen über die Risstiefe, hier und im Folgenden definiert als kürzeste Verbindung der Risspitze zur Kerbgrundoberfläche, ermittelt werden. Auf Basis dieser abschnittswisen diskreten Risstiefeninformation wurde mit Hilfe einer „b-spline“-Funktion eine Idealisierung der Rissfläche vorgenommen. Abbildung 4.7.1 illustriert das beschriebene Vorgehen.

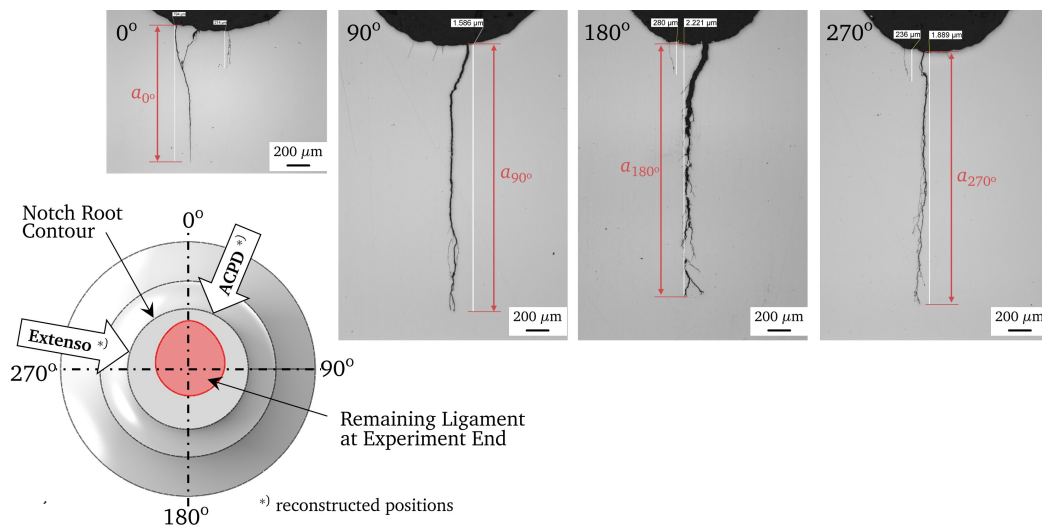


Abbildung 4.7.1: Zum Vorgehen der Ermittlung der Rissfläche auf Basis diskreter Risstiefenmessungen nach Versuchsende am Beispiel der Nachauswertung der Probe uA16dk88

Mit Hilfe der Kenntnis der so ermittelten gerissenen Querschnittsfläche lässt sich eine mittlere, axialsymmetrische Risstiefe mit Hilfe der Überführung in einen flächengleichen, konzentrischen Kreisringquerschnitt bestimmen. Die Abbildungen 4.7.2, 4.7.3 und 4.7.4 geben eine Übersicht über die nach Versuchsende bestimmten Rissflächen bzw. Restquerschnitte (rot) von allen isothermen Versuchen an Rund- und Hohlkerbproben. Zusätzlich zu der abgeleiteten mittleren Risstiefe wurden ebenfalls die maximalen und minimalen Risstiefen, sowie die lokalen Risstiefen an der jeweiligen Stelle der Applikation der Wechselstrompotentialsonde durch entsprechende Rekonstruktion bestimmt. Diese Angaben sind Gegenstand von Tabelle 4.7.1. Durch Berücksichtigung der lokalen Risstiefen in Kombination mit der Sensitivität der ACPD-Technik sind, trotz der zu beobachtenden leichten Asymmetrien der Rissflächen, gute Vorhersa-

gegüten zu erwarten. Als einen ersten Vergleich mit dem Ergebnis der Lastabfallkorrelations-Methode („LDC“, *Load Drop Correlation*) ist in Tabelle 4.7.1 zusätzlich ebenfalls die theoretisch zu erwartende Risstiefe bei Versuchsende, welche anhand des gemessenen Lastabfalls bei Versuchsende und der in Kapitel 4.6 erläuterten FEM-gestützten Methodik berechnet wurde, angegeben. Weitere Vergleiche folgen im Rahmen der Diskussion aller relevanten Ergebnisse und Erkenntnisse im nachfolgenden Unterkapitel.

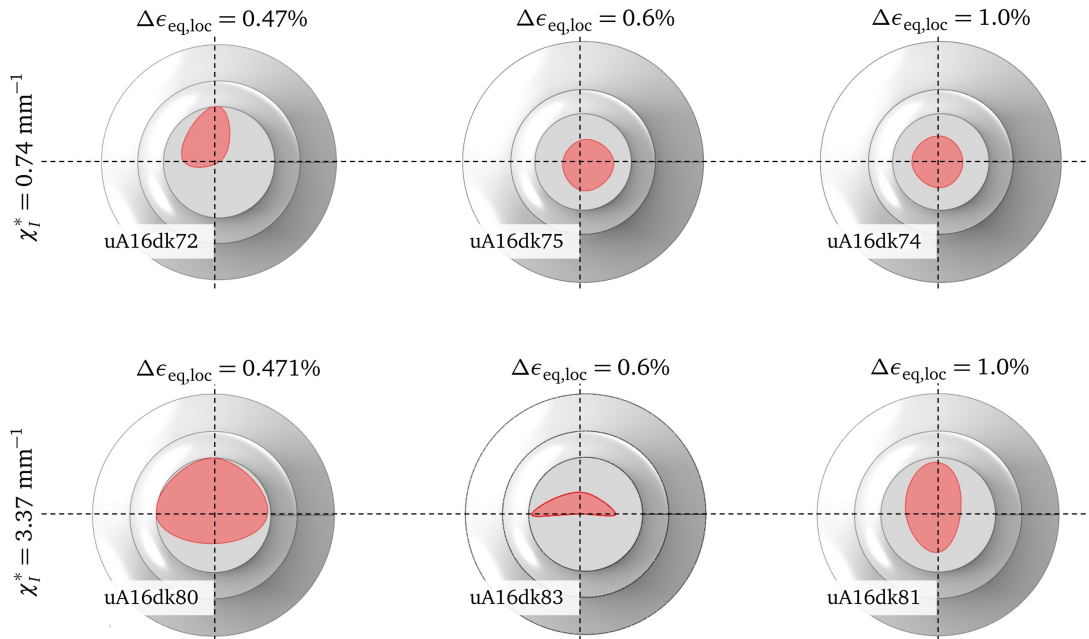


Abbildung 4.7.2: Ermittelte Rissflächen: Isotherme Versuche an gekerbten Rundproben ohne Haltezeit

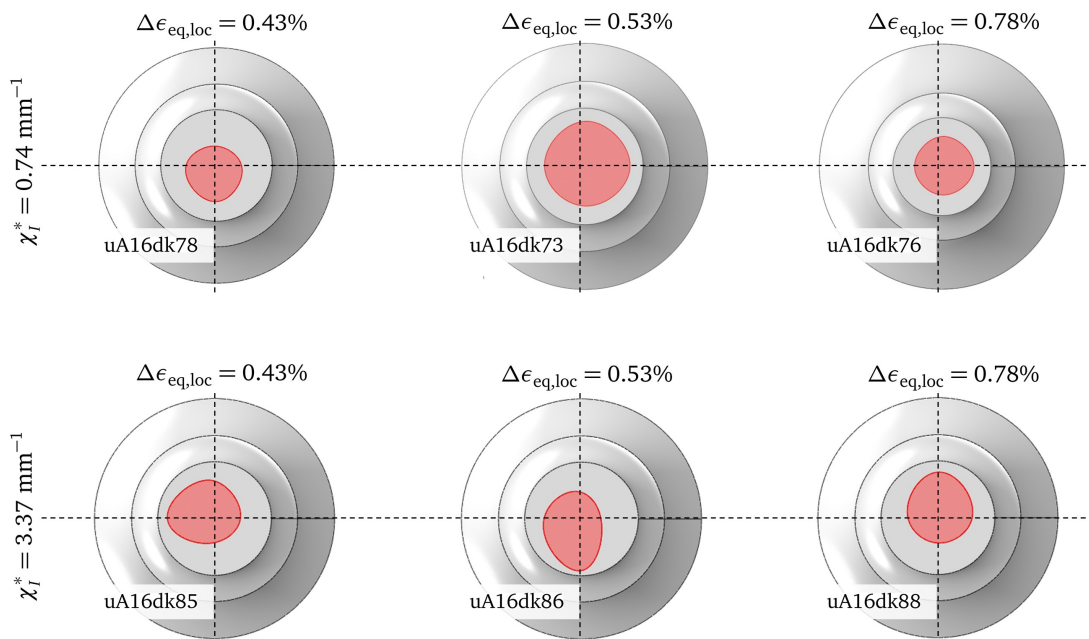


Abbildung 4.7.3: Ermittelte Rissflächen: Isotherme Versuche an gekerbten Rundproben mit Haltezeit

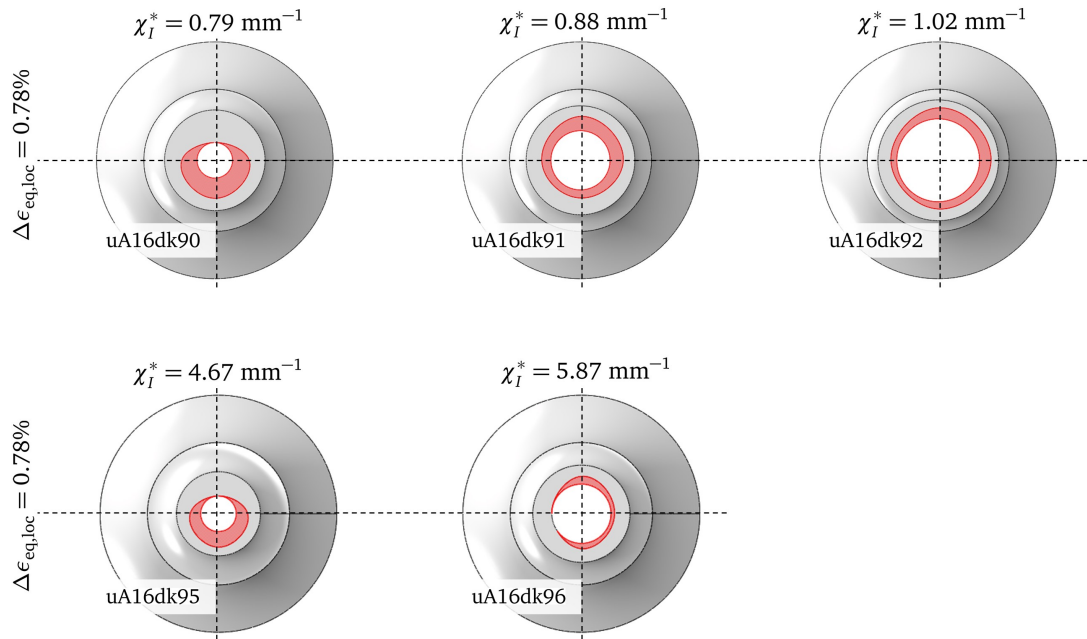


Abbildung 4.7.4: Ermittelte Rissflächen: Isotherme Versuche an gekerbten Hohlproben mit Haltezeit

Tabelle 4.7.1: Ergebnisse der ermittelten Risstiefenrekonstruktionen nach Versuchsende (vgl. Tabellen 4.5.1 ff.)

Test ID	Average Crack Depth \bar{a} [mm]	Max., Min. Crack Depth a_{\max}, a_{\min} [mm]	Crack Depth, ACPD a_{ACPD} [mm]	Crack Depth, LDC ^{*)} $a_{\text{LDC}}^*)$ [mm]
uA16dk72	2.10	4.00, 0.00	2.1	1.55
uA16dk75	1.91	2.32, 1.46	1.9	1.90
uA16dk74	1.89	2.17, 1.60	1.9	1.25
uA16dk80	0.65	2.01, 0.00	2.0	1.65
uA16dk83	2.56	4.00, 0.24	1.5	1.85
uA16dk81	1.53	2.44, 0.36	1.5	1.30
uA16dk78	2.02	2.61, 1.41	2.6	3.00
uA16dk73	1.12	1.28, 0.99	1.1	1.20
uA16dk76	1.63	1.77, 1.38	1.8	1.25
uA16dk85	1.64	2.31, 0.68	0.7	0.50
uA16dk86	1.63	2.63, 0.36	0.6	0.60
uA16dk88	1.64	2.22, 0.79	0.8	1.15
uA16dk90	1.27	1.46, 1.04	1.35	1.30
uA16dk91	1.19	1.42, 0.89	1.25	1.20
uA16dk92	0.92	1.10, 0.63	0.9	0.90
uA16dk95	1.27	2.05, 0.73	0.9	0.90
uA16dk96	1.30	1.60, 0.95	1.0	0.95

^{*)} FEM Result

4.8 Ergebnisse und Erkenntnisse

4.8.1 Lastabfall- vs. Risstiefe

In Kapitel 4.6 wurde eine Methode eingeführt, um den theoretisch zu erwartenden Lastabfall als Funktion einer mittleren Risstiefe zu bestimmen. Zunächst ohne auf die Verknüpfung experimenteller Daten einzugehen, sind im Folgenden diese rechnerisch ermittelten Lastabfallverläufe als Funktion der Risstiefe (vgl. Abbildung 4.6.1 (b1)) für zwei unterschiedlich scharf gekerbte aber örtlich gleich beanspruchte Rundkerbprobenversuche einmal ohne und einmal mit Haltezeit berechnet und in Abbildung 4.8.1 dargestellt. Die Berechnung des Lastabfalls bei den Versuchen mit Haltezeit erfolgte vereinfacht durch Vorgabe einer zyklischen Fließkurvenanpassung an Versuche mit 3-minütiger Haltezeit (vgl. Tabelle E.0.2). Zur Einordnung sind ebenfalls Ergebnisse von Berechnungen an glatten Proben eingetragen.

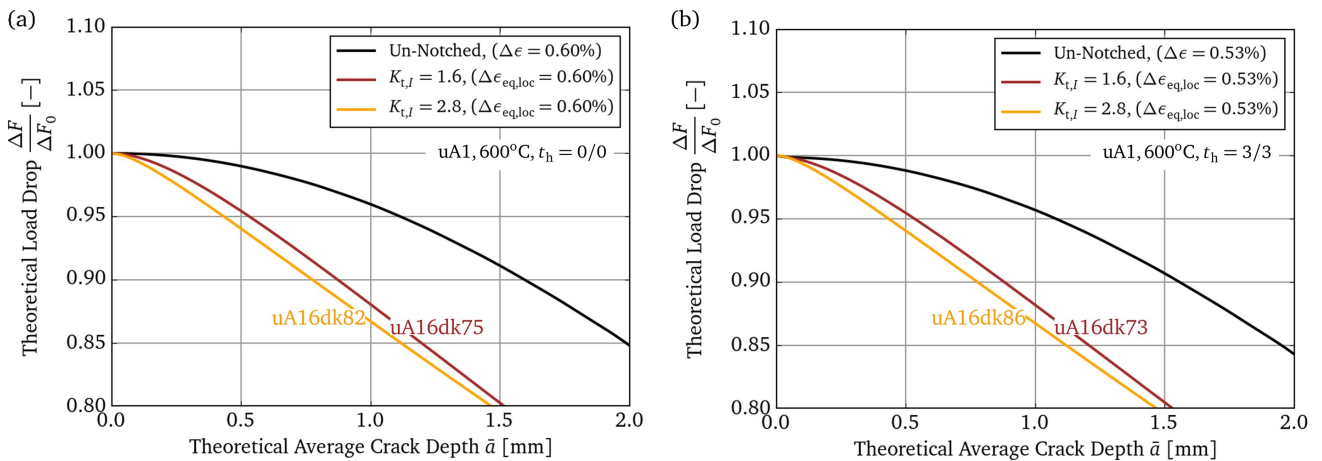


Abbildung 4.8.1: Theoretisch berechneter Lastabfall und Vergleich zu ungekerbten Proben für je zwei örtliche Beanspruchungsniveaus; (a) Mittleres Beanspruchungsniveau zweier Versuche an gekerbten Rundproben ohne Haltezeit (vgl. Tabelle: 4.5.1), (b) Mittleres Beanspruchungsniveau zweier Versuche an gekerbten Rundproben mit Haltezeit (vgl. Tabelle: 4.5.2)

Vor dem Hintergrund dieser Berechnungsergebnisse würde ein Vergleich der Lebensdauer bis zum Erreichen eines spezifischen Lastabfalls für die gekerbten Varianten zu deutlich konservativen Resultaten führen. Die Vorgabe eines definierten Lastabfallkriteriums hätte nämlich zur Folge, dass für die gekerbten Proben stets Zustände signifikant kleinerer Risstiefen im Vergleich zu glatten Proben zu Grunde gelegt würden. Anstelle dessen ist ein Vergleich bis zum Erreichen identischer Risstiefen, vor dem Hintergrund der gesuchten Lastwechselzahl bis zur Ausbildung eines „technischen Anrisses“, anzustreben. Durch die dargestellte Berechnungsprozedur wird dies nun ermöglicht, so dass in den folgenden Kapiteln und Anrisschaubildern neben dem Vergleichskriterium „Lastabfall“ ebenso das Vergleichskriterium „Risstiefe“ verwendet und so eine Stützziffer als Funktion der technischen Risstiefe definiert werden kann.

Einschränkend ist zu bemerken, dass für die ebenfalls eingezeichneten ungekerbten Varianten im Allgemeinen keine Umfangsrisssbildung, sondern stattdessen die Bildung halb elliptischer oder halbkreisförmiger Risse, zu erwarten ist. Die innerhalb der Rechnung getroffene Annahme axialsymmetrischer Rissformen ist demnach für die ungekerbten Vergleichsfälle nicht zutreffend. Die so erzeugte Unschärfe wird aber durch folgenden Sachverhalt relativiert und nahezu vollständig behoben: Der bei glatten

Proben zu beobachtende Zyklenzahlunterschied zwischen einem Lastabfall von 1.5% und 5% beträgt, aufgrund des vorliegenden Membranspannungszustands und einer vergleichsweise hohen Risswachstumsgeschwindigkeit im Verhältnis zur Gesamtlebensdauer nur wenige Prozent (vgl. Phase III für den Fall „Un-Notched“ in Abbildung 3.1.1 bzw. Ausführungen innerhalb des Kapitels 3.1.2). Demzufolge hat ein Kriterium einer Auswertung der Zyklenzahl bis zum Erreichen von 1.5%, 5% oder gar 10% Lastabfall bei glatten Proben eine untergeordnete Bedeutung, wie auch in den folgenden Abschnitten zu sehen ist. Bei global dehnungskontrolliert beanspruchten gekerbten Proben nimmt die Phase des frühen Rissfortschritts (Phase III in Abbildung 3.1.1) und damit auch die Phase des Lastabfalls im Vergleich zur Gesamtlebensdauer bis zu 50% und mehr ein. Eine möglichst korrekte Auswertung der Zyklenzahl zum Zeitpunkt eines definierten Lastabfalls bzw. einer definierten zugehörigen Anrissstiefe zum Vergleich ist daher für Versuche an gekerbten Proben essentiell. Die Auswirkung des aufgrund einer nicht-axialsymmetrischen Risstiefenausbildung in Kauf genommenen Fehlers bei den Referenzrechnungen an glatten Proben auf die hier interessante Extraktion einer Stützziffer ist aufgrund des beschriebenen Sachverhaltes daher als nicht relevant einzuschätzen.

„ Statt eines klassischen Lastabfallkriteriums ist bei einem Vergleich der Anrisslastwechselzahl gekerbter und glatter Proben unter Dehnungskontrolle ein Vergleich gleicher Risstiefen anzustreben. Der für eine entsprechende Risstiefe theoretisch zu erwartenden Lastabfall ist für gekerbte Fälle signifikant größer als im ungekerbten Fall. Ein Vergleich bei beispielsweise 1.5%-Lastabfall würde zu deutlich zu niedrigen Anrisslastwechselzahlen für den Kerbfall und damit zu deutlich zu konservativen Angaben der Stützwirkung führen. “

4.8.2 Lastabfallgeschwindigkeit

Wie bereits ausgeführt, ist die Rolle des Lastabfalls bei Versuchen an gekerbten Proben und deren geeignete vergleichende Auswertung vor dem Hintergrund der theoretisch verknüpften erreichten Risstiefe als signifikant einzuschätzen. Betrachtet man den Verlauf des tatsächlich experimentell beobachteten Lastabfalls als Funktion der Zyklenzahl (vgl. Abbildung 4.6.1 (b2)), zeigt sich das in Abbildung 4.8.2 dargestellte Ergebnis.

Beispielhaft sind hier jeweils zwei Versuche an Rundkerbproben einmal ohne und einmal mit Haltezeit sowie je ein zugehöriger Referenzversuch an einer glatten Probe mit annähernd identischer örtlicher Beanspruchung ausgewertet. Es sind die im Vergleich zum vorherigen Unterkapitel 4.8.1 identischen Versuche an je zwei gekerbten Rundproben dargestellt. Bezüglich der Ergebnisse an glatten Proben konnte auf Versuchsdaten aus vorangegangenen Arbeiten [171, 189] zurückgegriffen werden. Da für die glatten Proben keine Versuche bei exakt identischer Last im Vergleich zur örtlichen Beanspruchung der Versuche an gekerbten Proben vorlagen, sind für die in Abbildung 4.8.2 dargestellten Ergebnisse zwei Versuchsergebnisse der nächst höher verfügbaren Beanspruchung eingezeichnet. Der jeweils farblich markierte Bereich beginnt, sobald der festgestellte Lastabfall einen Wert von 0.2% überschreitet.

Deutlich zu sehen ist, dass selbst bei leicht höherer Belastung der Lastabfall der Versuche an glatten Proben mit einer deutlich höheren Geschwindigkeit voranschreitet, als der gemessene Lastabfall der Kerbvarianten. Sofern gleiche örtliche Beanspruchungen verglichen werden, sinkt demnach die Lastabfallgeschwindigkeit mit zunehmender Kerbschärfe.

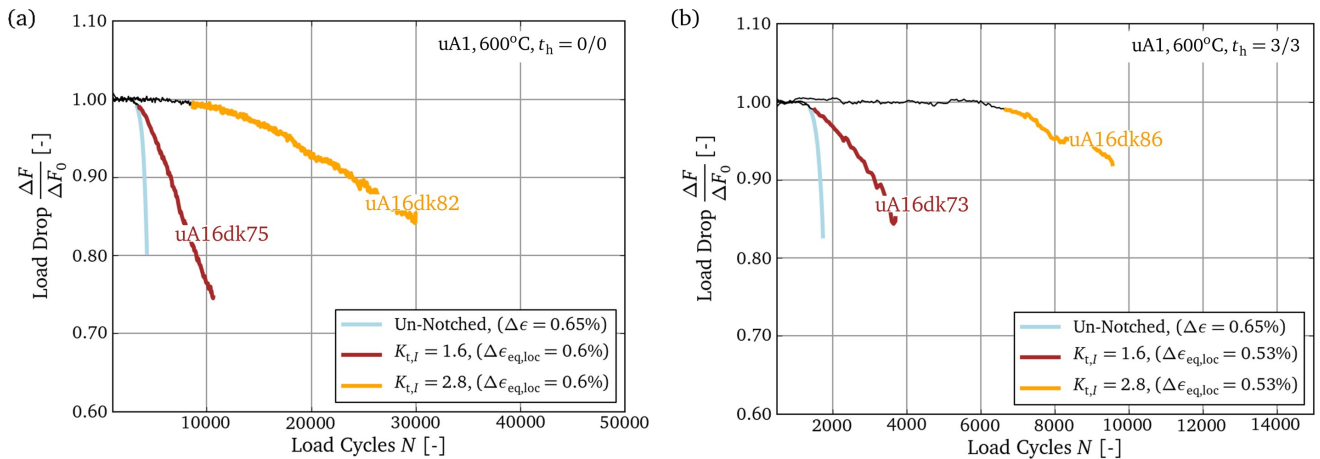


Abbildung 4.8.2: Experimentell ermittelter Lastabfall und Vergleich unterschiedlicher Kербformen unter nahezu identischer örtlicher Beanspruchung. Die farbliche Markierung beginnt bei Werten des Lastabfalls $> 0.2\%$.
 (a) Mittleres Belastungsniveau zweier Versuche an gekerbten Rundproben ohne Haltezeit (vgl. Tabelle: 4.5.1) & Ergebnis eines Referenzversuchs an einer glatten Probe
 (b) Mittleres Belastungsniveau zweier Versuche an gekerbten Rundproben mit Haltezeit (vgl. Tabelle: 4.5.2) & Ergebnis eines Referenzversuchs an einer glatten Probe

„ Aufgrund des Spannungsgradienten ist die Lastabfallgeschwindigkeit bei gekerbten Proben signifikant geringer als bei örtlich gleich beanspruchten glatten Proben. Dieser Effekt ist mit zunehmender Kerbschärfe ausgeprägter. Zusammen mit der Erkenntnis aus Kapitel 4.8.1 ist auf Basis dieser beiden Effekte grundsätzlich ein Lebensdauerunterschied zwischen örtlich gleich beanspruchten und nicht bzw. unterschiedlich scharf gekerbten Proben begründ- und quantifizierbar. “

Ebenfalls zu sehen ist, insbesondere beim Vergleich der Versuche mit Haltezeit, dass im Falle der scharf gekerbten Probenvariante erst nach einer im Vergleich zur mild gekerbten Variante deutlich höheren Anzahl an Lastwechseln ein Lastabfall $> 0.2\%$ einsetzt. Neben einer Beeinflussung der Lastabfallgeschwindigkeit scheint sich demnach auch der Beginn des beobachteten Lastabfalls zu verzögern, sofern scharfer gekerbte Geometrien betrachtet werden. Dieser für die scharf gekerbten Proben ausgeprägte Unterschied hinzu höheren Lebensdauern ist ggf. auf eine unterschiedliche Größe des beanspruchten Materialvolumens, sprich womöglich auf einen statistischen Größeneinfluss zurückzuführen (vgl. Anhang A). Weitere Untersuchungen hierzu sind jedoch nicht Gegenstand dieser Arbeit. Der verfolgte Schwerpunkt liegt demnach nach wie vor auf der quantitativen Untersuchung der bruchmechanischen Stützwirkung.

4.8.3 Vergleich: ACPD & Lastabfallkorrelation

Mit den in den Unterkapiteln 4.6 und 4.7 entwickelten und bereitgestellten Methoden stehen generell zwei unabhängige Wege zur Verfügung, das frühe Risswachstumsverhalten quantitativ zu bestimmen (vgl. auch [179, 180]). Die nachstehende Abbildung 4.8.3 zeigt einen Vergleich zunächst exemplarisch durch Anwendung und Auswertung beider Methoden an zwei Versuchen örtlich gleich beanspruchter gekerbter Rundproben ohne Haltezeit (vgl. [183]).

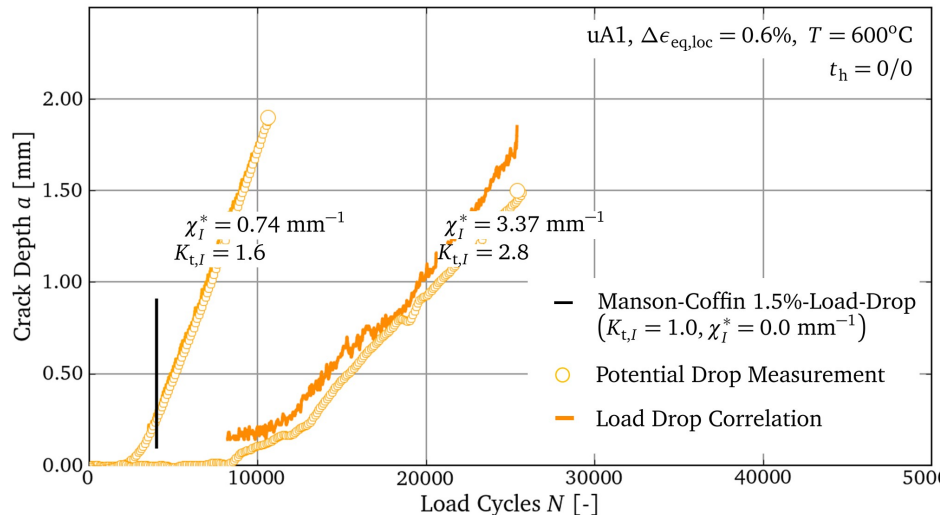


Abbildung 4.8.3: Vergleich der Auswertung des frühen Risswachstumsverhaltens mittels der Potentialsondenmessung und mittels Lastabfallkorrelation

Ebenfalls eingezeichnet ist die Anrisslastwechselzahl, welche sich aus der Auswertung der klassischerweise verwendeten Anrisskennlinienbeschreibung nach Manson-Coffin für die wirkende lokale Kerbgrundbeanspruchung ergibt (vgl. Abbildung 4.1.3). Als Grundlage für die Manson-Coffin-Beschreibung, welche bereits in Kapitel 4.1.1 erläutert wurde, dienten Versuche an glatten Proben, welche unter Anwendung eines Lastabfallkriteriums von 1.5% ausgewertet wurden.

Auf Basis der gezeigten Gegenüberstellung lassen sich die folgenden, weiteren Erkenntnisse ableiten:

„Die Phase der makroskopischen Anrissbildung bis hin zum Erreichen technischer Risstiefen im Bereich von 1 mm nimmt für gekerbte Proben einen signifikant größeren Anteil an Lastwechseln in Anspruch. Der in Abbildung 3.1.1 postulierte Unterschied der Phase III ist damit experimentell bestätigt und mit den gezeigten Methoden quantifizierbar. Diese frühe Risswachstumsphase ist demnach bei dehnungskontrollierten Versuchen an gekerbten Proben von signifikanter Bedeutung. Unter Voraussetzung gleicher Kerbgrundbeanspruchungen ist der frühe Rissfortschritt generell umso langsamer, je schärfer die Kerbe ist.“

Wie bereits im Kapitel zuvor erwähnt, ist bei scharf gekerbten Proben ebenfalls ein Lastwechselunterschied im Bereich von Risstiefen < 0.2 mm zu beobachten, welcher nicht durch den frühen Rissfortschritt, sprich durch eine bruchmechanische Stützwirkung begründet werden kann.

In der folgenden Abbildung 4.8.4 sind alle weiteren isothermen Versuche hinsichtlich des Vergleichs zwischen Lastabfallkorrelation und Potentialsondentechnik ausgewertet. In den gezeigten Darstellungen ist die Lastwechselzahl verglichen, welche durch Anwendung der beiden Methoden bei jeweils gleichen ausgewerteten Risstiefen ermittelt werden konnte. Die in den Diagrammen dargestellten Symbole stellen demnach Zustände gleicher Risstiefen dar, ausgehend von einer Minimalrisstiefe von $a_{\min} = 0.3$ mm bis hin zu einem Maximalwert von $a_{\max} = 1.2$ mm in einem Intervall von $a_{\text{inc}} = 0.1$ mm Risstiefe.

„Der in den Versuchen an gekerbten Proben zu beobachtende Lastabfall ist aufgrund der gezeigten Übereinstimmung zur direkten Risstiefenmessung mit Hilfe der Potentialsondentechnik allein auf makroskopische Rissbildung zurückzuführen. Beide Methoden führen zu nahezu identischen

Ergebnissen der Risswachstumsgeschwindigkeit. Die Gültigkeit, der im Falle der ACPD-Technik eingesetzten linearen Korrelation zwischen Potentialänderung und Risstiefe (vgl. Kapitel 4.7), gilt auf Basis dessen für die gezeigten Fälle als bestätigt. “

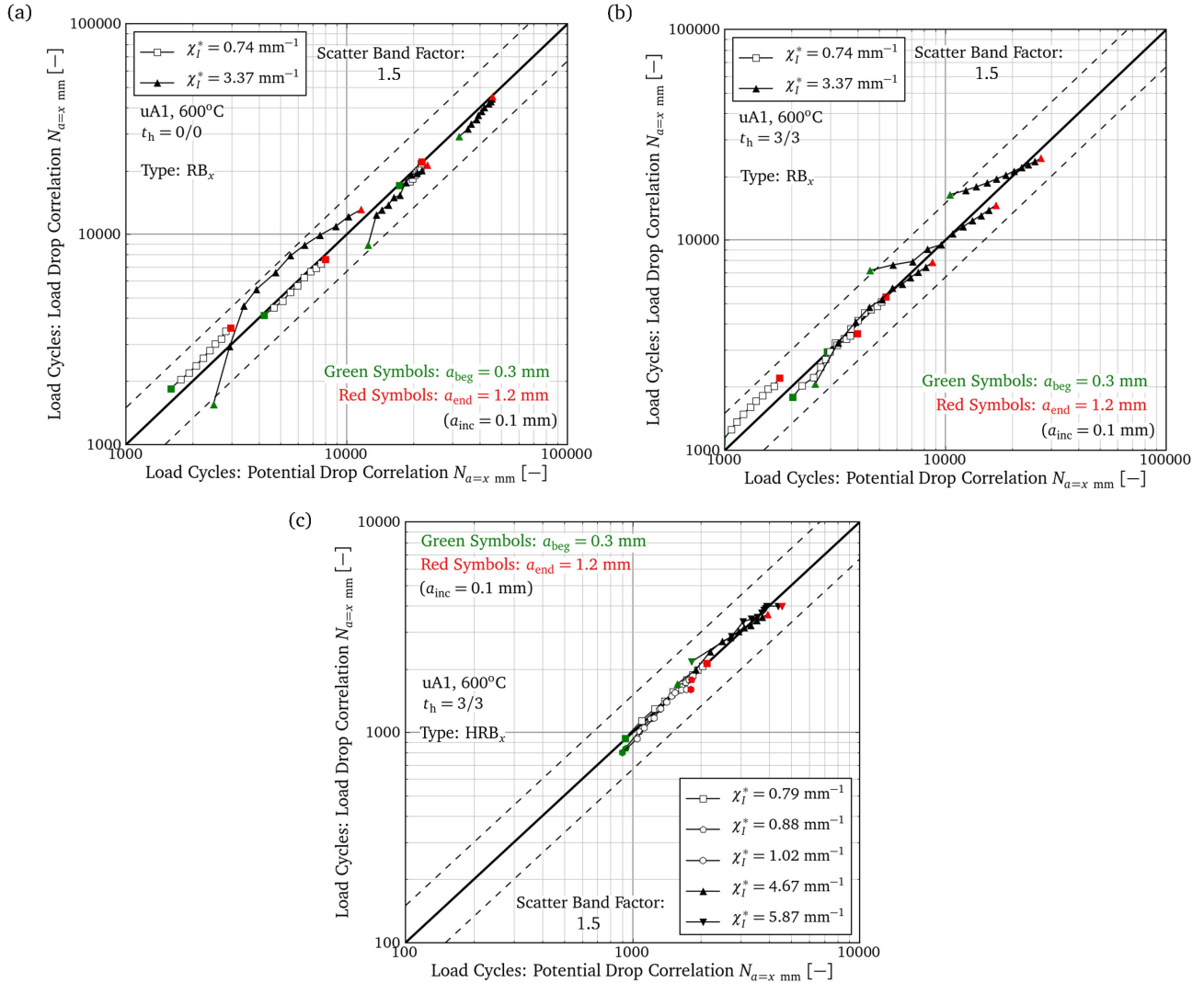


Abbildung 4.8.4: Vergleich der Ergebnisse des frühen Risswachstumsverhaltens mittels der Potentialsondenmessung und mittels Lastabfallkorrelation

- (a) Isotherme Versuche an gekerbten Rundproben ohne Haltezeit
- (b) Isotherme Versuche an gekerbten Rundproben mit Haltezeit
- (c) Isotherme Versuche an gekerbten Hohlproben mit Haltezeit

4.8.4 Anrisschaubilder und Stützziffern

4.8.4.1 Versuche ohne Haltezeit

In der nachstehenden Abbildung 4.8.5 sind die Ergebnisse der Versuche an Rundkerbproben ohne Haltezeit in Form eines Anrisschaubildes dargestellt. Die Bestimmung der Lastwechselzahl erfolgte zum einen nach Standardauswertung bei 1.5% Lastabfall (Abbildung 4.8.5, (a)) sowie bei Erreichen einer Anrissstiefe von 1 mm (Abbildung 4.8.5, (b)). Als Referenz zeigt die schwarze, bzw. graue Linie den anhand von Versuchsdaten an glatten Proben ermittelten Manson-Coffin-Fit (vgl. Abbildung 4.1.3). Zur Bestimmung der Zyklenzahl bei einer Risstiefe von 1 mm wurde die Lastabfallkorrelationsmethode angewendet. Ebenso wurden die Versuche an glatten Proben mit Hilfe der Lastabfallkorrelationsmethode nachausgewertet. Dieses Ergebnis ist durch die kleineren, schwarz ausgefüllten Kreise in Abbildung 4.8.5 (b) repräsentiert.

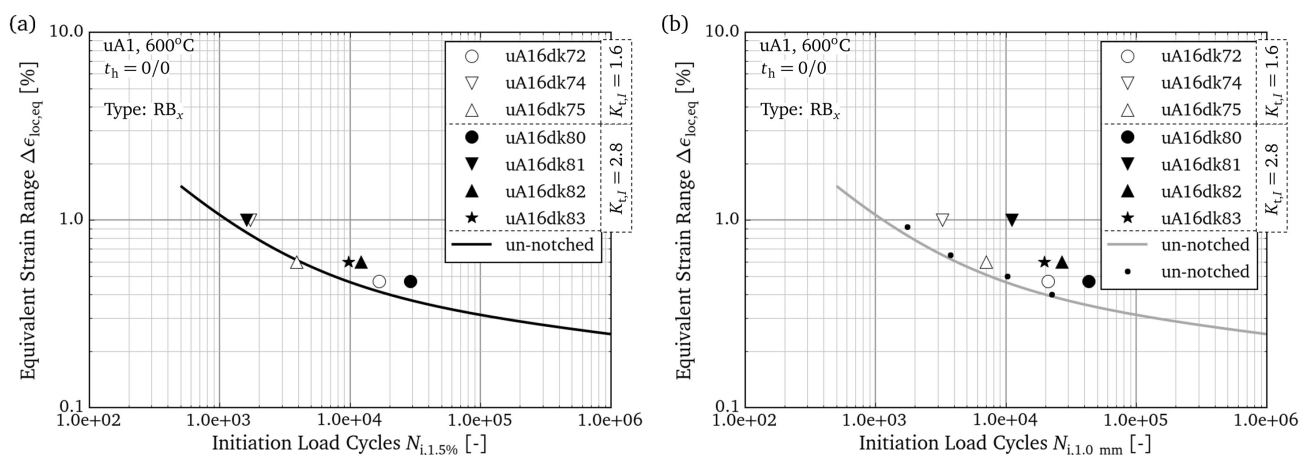


Abbildung 4.8.5: Darstellung der Versuche an Rundkerbproben ohne Haltezeit als Anrisschaubild und Vergleich mit Versuchsdaten an glatten Proben

(a) Anrisskriterium: 1.5% Lastabfall; (b) Anrisskriterium: 1 mm Risstiefe

Auch anhand dieser beiden Darstellungen ist der Einfluss der Anrissstiefe bzw. der Einfluss der frühen Risswachstumsphase, insbesondere bei der Bewertung der Versuche an gekerbten Proben, deutlich erkennbar. Im Vergleich zum Kriterium 1.5% Lastabfall führt das Kriterium 1 mm Risstiefe bei den Versuchen an glatten Proben nur zu marginalen Veränderungen hin zu leicht höheren Anrisslastwechselzahlen. Bei den Versuchen an mild gekerbten Proben ist die Veränderung der Anrisslastwechselzahl hingegen signifikant, so dass erst das Kriterium 1 mm Anrissstiefe und damit die speziell und in dieser Arbeit entwickelte Vorgehensweise der Auswertung eine signifikante Stützwirkung sichtbar macht. Für die scharf gekerbten Versuche ist der Einfluss des Anrisskriteriums am stärksten sichtbar, so dass ein Kriterium von 1 mm eine um bis zu eine Dekade größere Anrisslastwechselzahl im Vergleich zur konventionellen Anrisskennlinie zeigt.

Zur letztendlichen Bewertung der bruchmechanischen Stützziffer ist die Lastwechselspanne zwischen einer Risstiefe von 0.2 mm und 1 mm noch einmal getrennt ausgewertet und in Abbildung 4.8.6 (a) dargestellt. Wie bereits gezeigt, ist diese Lastwechselspanne bei glatten Proben im Verhältnis zum Absolutwert der Anrisslastwechselzahl bis zum Erreichen von 1.5% Lastabfall als vernachlässigbar gering

einzuschätzen. Die Anrisslebensdauer einer glatten Probe kann daher in guter Näherung unabhängig ihrer Risttiefe mit $N_{MC,1.5\%}$ angegeben werden. Für die untersuchten gekerbten Varianten entspricht die Lastwechselzahl bei 1.5% Lastabfall nach Abbildung 4.8.1 in guter Näherung der Lastwechselzahl bei einer Risttiefe von 0.2 mm. Die Anrisslastwechselzahl bis zum Erreichen einer technischen Risttiefe von beispielsweise 1 mm kann daher für die gekerbten Varianten in guter Näherung als Summe der Lastwechselzahl bis zum Erreichen von 0.2 mm Risttiefe ($N_{MC,1.5\%}$) und der Risswachstumsphase bis zum Erreichen der finalen Design-Risttiefe von 1 mm ($N_{i,1.0\text{ mm}} - N_{i,0.2\text{ mm}}$) verstanden werden.

Demzufolge lässt sich der lastwechselzahlbasierte Unterschied der Anrisslastwechselzahl einer gekerbten Probe zu einer glatten Probe mit Hilfe der folgenden, neu eingeführten Definition einer Stützziffer für eine Anrissstiefe von 1 mm wie folgt beschreiben:

$$n_{N_{i,1.0\text{ mm}}} = 1 + \frac{N_{i,1.0\text{ mm}} - N_{i,0.2\text{ mm}}}{N_{MC,1.5\%}} \quad (4.8.1)$$

Das Ergebnis dieser Stützziffer ist für die Versuche an Rundkerbproben in Abbildung 4.8.6 (b) dargestellt.

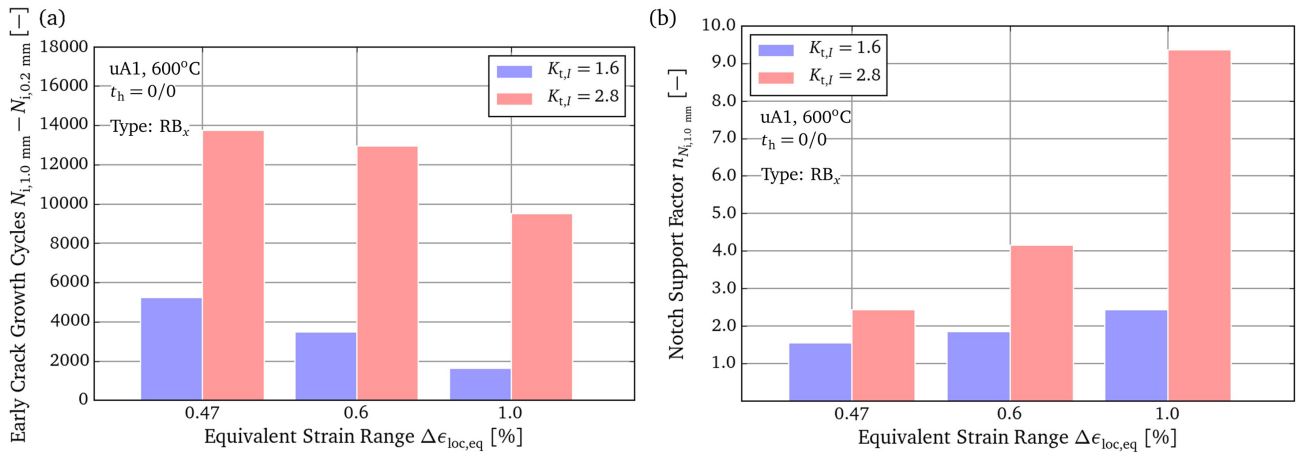


Abbildung 4.8.6: Lastwechsel der frühen Risswachstumsphase (a) und Stützziffer (b) für alle isothermen Versuche an Rundkerbproben ohne Haltezeit

Wie bereits in den Anrisschaubildern sichtbar, ist die Stützziffer umso größer, je höher die örtliche Beanspruchung ausfällt und je schärfer die Kerbe ist. Auf Basis dieser experimentellen Ergebnisse lassen sich, für ein technisches Anrisskriterium von 1 mm Risttiefe, Stützziffern zwischen 1.5 und 9 experimentell nachweisen. Zu bemerken ist, dass die Stützziffer selbstverständlich vom gewählten Anrisskriterium abhängig ist. Zusätzliche festgestellte Lebensdauerunterschiede für Risttiefen < 0.2 mm sind wie ausgeführt hier nicht berücksichtigt.

„Die lastwechselzahlbasierte Stützziffer ist eine Funktion des gewählten technischen Anrisskriteriums und der Höhe der örtlichen Beanspruchung. Für eine technische Risttiefe von 1 mm lassen sich je nach örtlicher Beanspruchung Stützziffern zwischen 1.5 und 9 experimentell nachweisen. Die Stützwirkung ist umso höher, je schärfer die Kerbe und je höher die örtliche Beanspruchung ist.“

4.8.4.2 Versuche mit Haltezeit

Analog zu den Versuchen an Kerbproben ohne Haltezeit wurden die Versuche an Kerbproben mit Haltezeit in ein Anrisschaubild für 1.5% Lastabfall sowie in ein Anrisschaubild für eine Risstiefe von 1 mm, ebenfalls unter Anwendung der Lastabfallkorrelationsmethode, eingetragen. Die Diagramme sind in Abbildung 4.8.7 (a) und (b) dargestellt. Sofern die Versuche vor Erreichen einer Risstiefe von 1 mm endeten, wurden geeignete lineare Extrapolationen der Lastabfallverläufe vorgenommen.

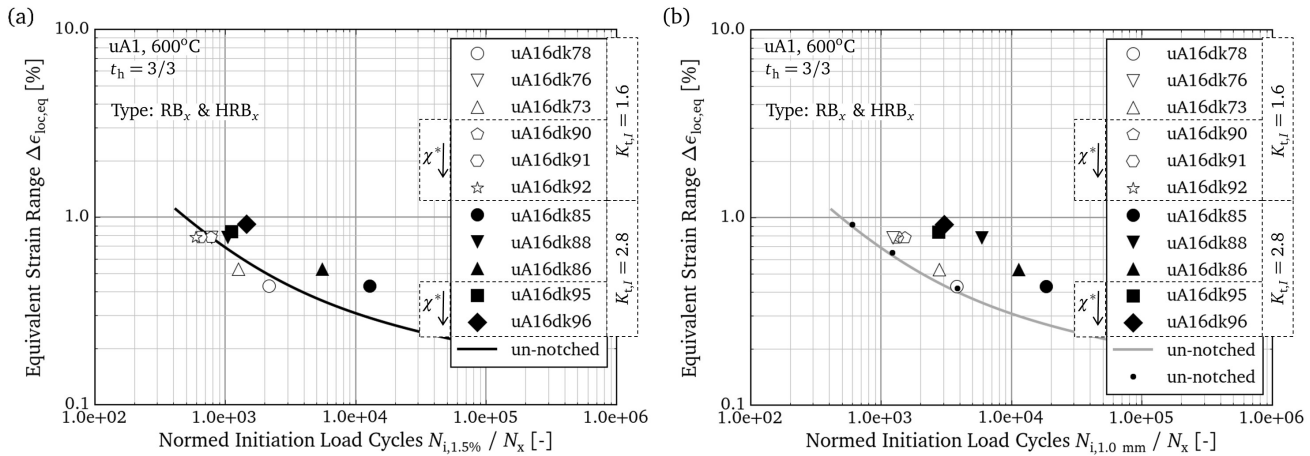


Abbildung 4.8.7: Darstellung der Versuche an Rund- und Hohlrundkerbproben mit Haltezeit als Anrisschaubild und Vergleich mit Versuchsdaten an glatten Proben

(a) Anrisskriterium: 1.5% Lastabfall; (b) Anrisskriterium: 1 mm Risstiefe

Aufgrund vertraulicher Daten sind die Lastwechselzahlen mit der Größe N_x normiert

Zum einen fällt hier, im Gegensatz zu den Ergebnissen ohne Haltezeit (vgl. Abbildung 4.8.5), auf, dass die Versuche mit milden Kerben bei 1.5% Lastabfall, sprich ca. 0.2 mm Anrissstiefe eine leicht negative Stützwirkung zeigen. Dies könnte durch Abweichungen im Rahmen der Bestimmung der lokalen Kerbgrundbeanspruchung auf Basis der vereinfachten Auslegungsrechnung (vgl. Kapitel 4.5) verursacht sein. Weitere Diskussionen und Vergleiche hierzu sind in [166] dokumentiert. Die negative Abweichung zur Anrisskennlinie ist jedoch im Vergleich zur generellen Streuung der Versuchsergebnisse als gering einzuschätzen. Ebenso zeigt sich bereits in dieser frühen Phase, wie bei den Ergebnissen ohne Haltezeit, eine signifikante Stützwirkung der scharf gekerbten Versuche. Im Vergleich zum Anrisschaubild bei 1 mm Anrissstiefe ist auch hier die charakteristische Verschiebung der Versuchsergebnisse an gekerbten Proben aufgrund einer geringeren frühen Risswachstumsgeschwindigkeit zu erkennen. Dieser Effekt ist erneut bei den Versuchen an glatten Proben weniger dominant und bei den scharf gekerbten Versuchen am ausgeprägtesten sichtbar. Die Ergebnisse der Versuche an gekerbten Hohlproben, welche Zustände nahezu gleicher örtlicher Beanspruchung und gleicher Kerbformzahl bei verändertem bezogenen Spannungsgradient darstellen, ordnen sich in das Gesamtbild ein, zeigen jedoch keine ausgeprägte einparametrische Abhängigkeit.

Eine Detailauswertung der Lastwechselspanne im Bereich der frühen Rissentwicklung, zusammen mit der in Gleichung 4.8.1 definierten und ausgewerteten Stützziffer für die Versuche an Rundkerbproben mit Haltezeit, zeigt Abbildung 4.8.8. Es lassen sich demnach auch für die Versuche mit Haltezeit für ein Anrisskriterium von 1 mm Stützziffern zwischen 1.5 und 6 je nach Höhe der örtlichen Beanspruchung experimentell rechtfertigen.

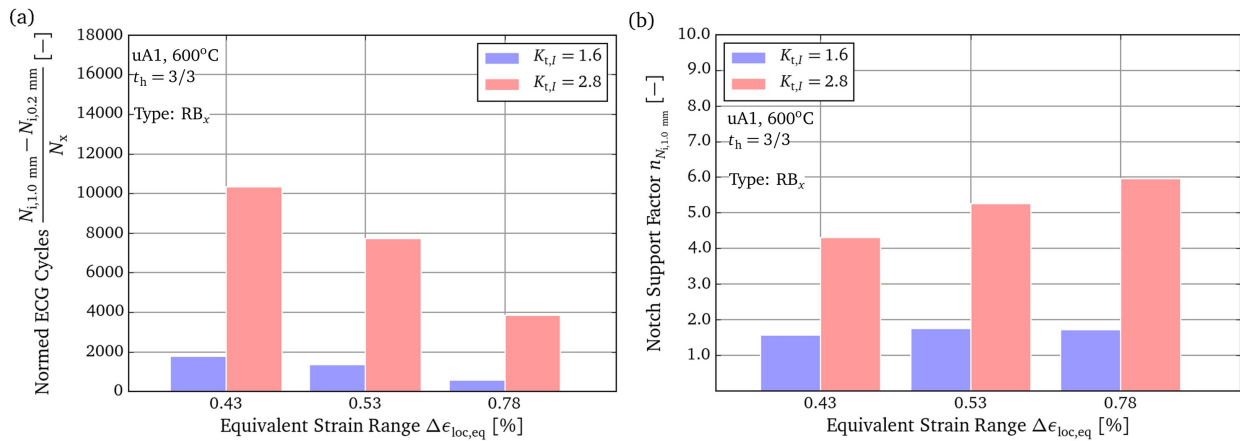


Abbildung 4.8.8: Mit N_x normierte Lastwechsel der frühen Risswachstumsphase (a) und Stützziffer (b) für alle isothermen Versuche an Rundkerbproben mit Haltezeit

In analoger Weise sind die Versuche an Hohlkerbproben ausgewertet und in Abbildung 4.8.9 dargestellt.

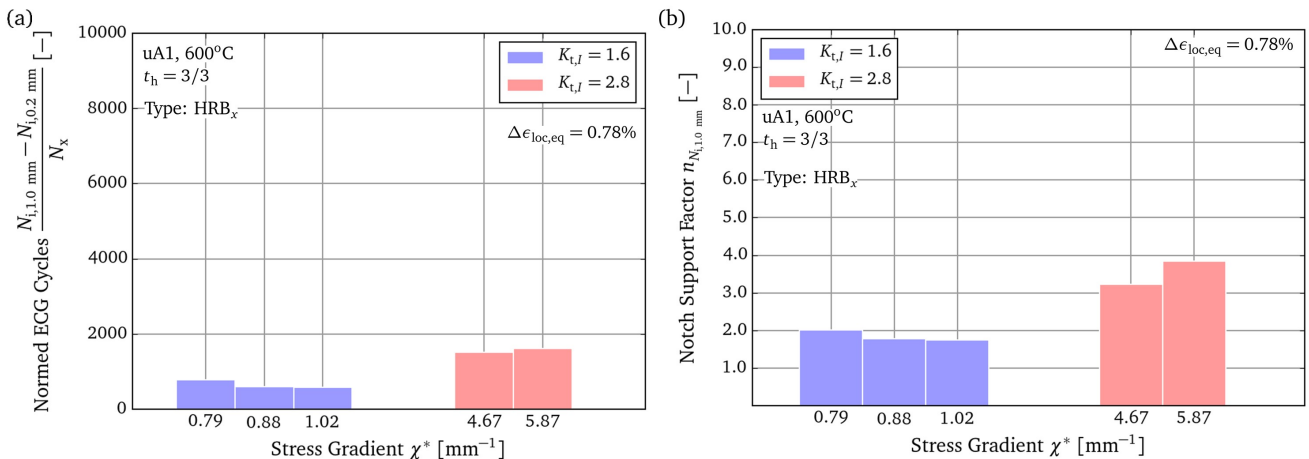


Abbildung 4.8.9: Mit N_x normierte Lastwechsel der frühen Risswachstumsphase (a) und Stützziffer (b) für alle isothermen Versuche an Hohlkerbproben mit Haltezeit

Auch in dieser Auftragsung ist keine eindeutige Tendenz und damit kein direkter Zusammenhang des Einflusses des Spannungsgradienten zu erkennen. Ebenfalls fällt auf, dass die Stützziffer für die milden Hohlkerbproben in etwa der Stützziffer der milden Rundkerbproben bei identischer örtlicher Beanspruchung entspricht, die Stützziffer der scharf gekerbten Hohlkerbproben jedoch vergleichsweise geringer ausfällt. An dieser Stelle sei dieses Ergebnis erst einmal in dieser Form festgehalten. In wie weit das in den nachfolgenden Kapiteln vorgestellte bruchmechanische Konzept ein ähnliches Bild produziert, ist Gegenstand der entsprechenden Diskussionen in Kapitel 7.

Zusammenfassend kann für die Versuche an gekerbten Proben mit Haltezeit festgehalten werden:

„ Die lastwechselzahlbasierte Stützziffer ist auch unter Haltezeit eine Funktion des gewählten technischen Anrisskriteriums und der Höhe der örtlichen Beanspruchung. Für eine technische Risstiefe von 1 mm lassen sich je nach örtlicher Beanspruchung Stützziffern zwischen 1.5 und 6 experimentell nachweisen. Die Stützwirkung ist auch unter Haltezeit umso höher, je schärfer die Kerbe und je höher die örtliche Beanspruchung ist. “

Ferner kann folgender, genereller Schluss auf Basis aller bisher dargestellten Ergebnisse gezogen werden:

„Lässt sich das signifikante frühe Risswachstumsverhalten insbesondere im Bereich zwischen 0.2 mm und 1 mm Risstiefe adäquat vorausberechnen, ist prinzipiell eine rechnerische Beschreibung der bruchmechanischen Stützziffer möglich.“

4.8.5 Transientes Risssschließen

In den vorherigen Unterkapiteln konnte anhand der Betrachtung der experimentellen Ergebnisse auf Basis der entwickelten Auswertungsstrategien gezeigt werden, dass der frühen Risswachstumsphase bei der hier diskutierten Form der Stützwirkung eine dominante Rolle zukommt. Aufgrund der Tatsache, dass der Rissfortschritt im Bereich eines Spannungsgradientenfeldes stattfindet, ist ein transientes Risssschließverhalten, wie zum Ende des Kapitels 3.3.4.2 erläutert, zu erwarten. Betrachtet man einen Riss unmittelbar im Bereich des Kerbgrundes, so ist dieser bei den hier untersuchten Beanspruchungen teils deutlich oberhalb der Streckgrenze belastet. Ein plastizitätsinduziertes Risssschließen ist hier nicht oder nur sehr schwach ausgeprägt zu erwarten. Wächst der Riss jedoch weiter und aus dem Kerbeinflussbereich immer mehr hinaus, so befindet sich die Risspitze in Gebieten, welche teils deutlich unterhalb der Streckgrenze beansprucht sind. Dies führt bei einem realisierten Lastverhältnis von $R_{\epsilon_{\text{glob}}} = -1$ dazu, dass der Riss im Grenzfall nahezu innerhalb der kompletten Druckspannungsphase bezogen auf die Fernfeldbeanspruchung geschlossen ist, sprich mit einer Reduktion der effektiven Schwingbreite auf 50% der Gesamtschwingbreite im Grenzfall zu rechnen ist.

Dieses sogenannte transiente Risssschließverhalten lässt sich analytisch wie in Kapitel 3.3.4.2 ausgeführt nach NEWMAN [39] (generelles lastabhängiges Risssschließen) und DANKERT [38] (Übertragung der Formulierung nach NEWMAN auf gekerbte Strukturen) nachvollziehen. Generell kann der Risssschließzeitpunkt innerhalb eines Zyklus, wie in Kapitel 3.3.4.1 gezeigt, auch experimentell ermittelt werden. Im Rahmen dieser Arbeit wurden mit Hilfe der „Compliance“-Methode die sich einstellenden globalen Hysteresen aller Versuche hinsichtlich Risssschließen ausgewertet. In den folgenden beiden Abbildungen 4.8.10 und 4.8.11 ist das Ergebnis je eines Versuches ohne und mit Haltezeit gezeigt.

Anhand der Darstellung des jeweils letzten experimentellen Zyklus in den jeweils linken Bildabschnitten der Abbildungen 4.8.10 und 4.8.11 kann für beide Versuche der Risssschließzeitpunkt und die entsprechend reduzierte effektive, globalen Dehnschwingbreite experimentell bestimmt werden. Die Entwicklung der im Vergleich zur Gesamtschwingbreite aufgetragenen, effektiven globalen Dehnungsschwingbreite als Funktion der Zyklenzahl ist in den rechten Bildausschnitten gezeigt. Das zuvor beschriebene transiente Risssschließverhalten kann demnach experimentell bestätigt und quantifiziert werden. Da zur Ermittlung der Risssschließzeitpunkte der Wendepunkt, sprich die Extremstelle der zweiten Ableitung des Hysteresenhalbastes innerhalb eines Zyklus auf Basis der Rohdatenaufzeichnung zu ermitteln ist, sind die erzielten Ergebnisse teils mit starken Schwankungen belegt. Vor dem Hintergrund dieser Auswerteschwierigkeit sind die in den Abbildung 4.8.10 und 4.8.11 dargestellten und alle weiteren analog erzielten Ergebnisse bezüglich ihrer Aussagekraft dennoch als gut geeignet einzuschätzen.

Die signifikante Bildung von Oxidbelägen bzw. einer geschlossenen, das Risssschließen beeinflussenden Schicht konnte für diesen Werkstoff unter Luft-Atmosphäre nicht nachgewiesen werden. Dies zeigten die metallographischen Nachuntersuchungen aller Proben (vgl. Abbildung 4.7.1). Oxidationsinduziertes Risssschließen ist daher bei dem hier untersuchten Werkstoff unter den vorliegenden Prüfbedingungen nicht zu erwarten.

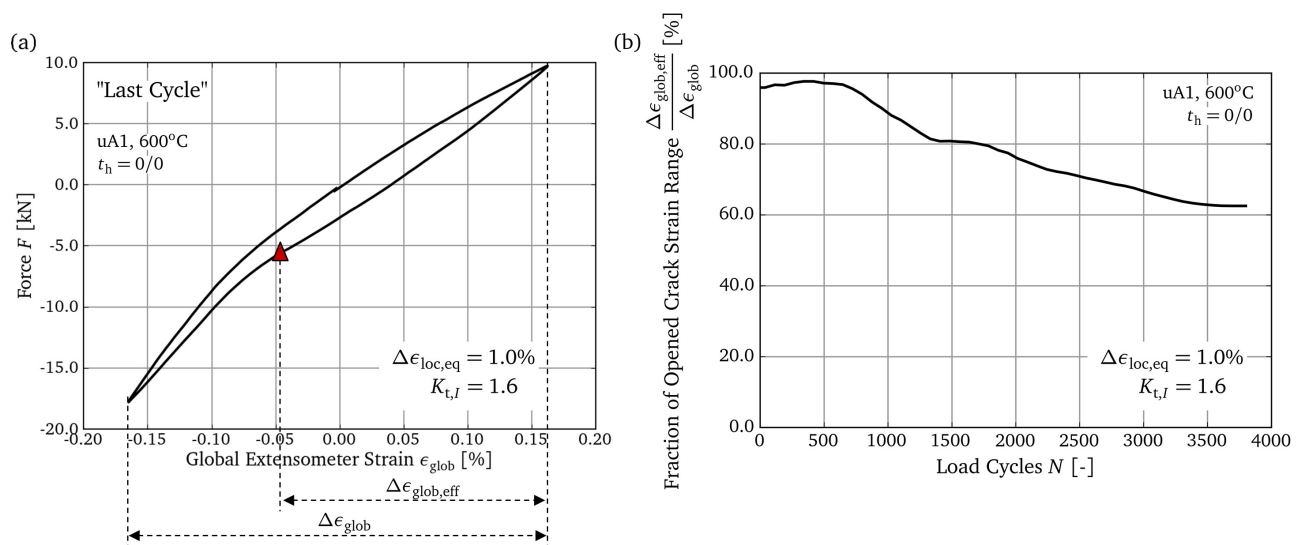


Abbildung 4.8.10: Bestimmung des Risssschließzeitpunktes am Beispiel eines Versuchs an einer gekerbten Rundprobe ohne Haltezeit (a) und experimentell ermitteltes transientes Risssschließverhalten (b)

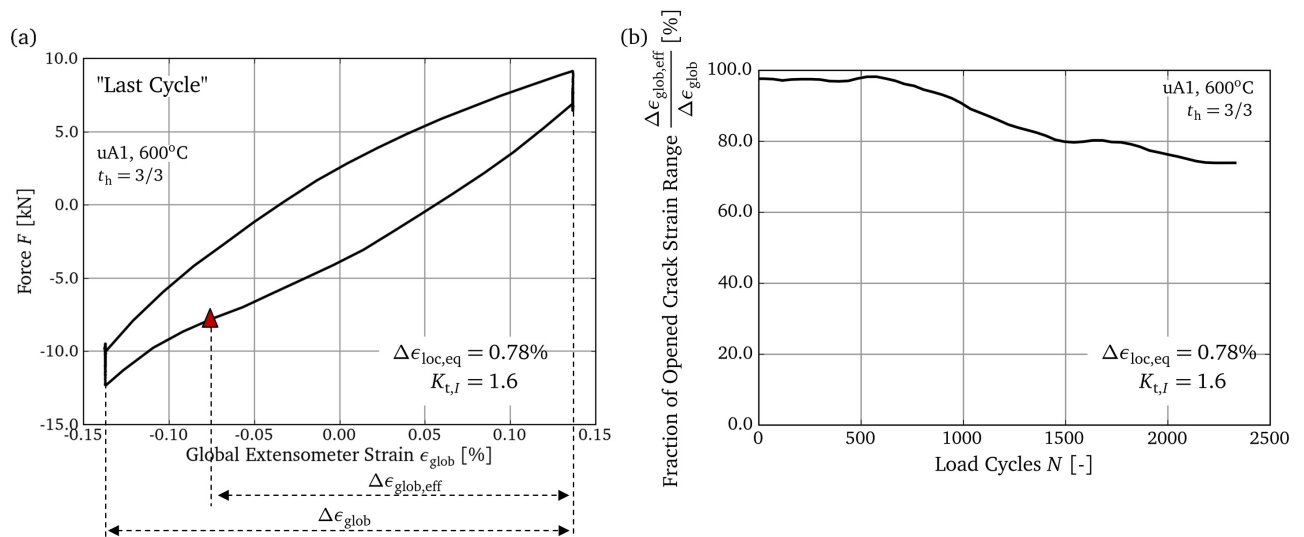


Abbildung 4.8.11: Bestimmung des Risssschließzeitpunktes am Beispiel eines Versuchs an einer gekerbten Rundprobe mit Haltezeit (a) und experimentell ermitteltes transientes Risssschließverhalten (b)

Bezüglich der experimentellen Bestimmung des transienten Risssschließens folgt zusammenfassend:

„ Die Anwendung der „Compliance“-Methode zur experimentellen Bestimmung des Risssschließens zeigt ein ausgeprägtes transientes Risssschließverhalten für die untersuchten Versuche an gekerbten Proben. Für eine Beschreibung der Risswachstumsrate, unter anderem für den für die Vorausberechnung einer Stützziffer interessanten Bereich zwischen 0,2 mm und 1 mm Risttiefe, ist eine adäquate Berücksichtigung dieses transienten Risssschließverhaltens daher signifikant und notwendig. Anhand der Auswertung entsprechender Gefügebildungen konnte bestätigt werden, dass für die durchgeführten Experimente kein signifikantes zusätzliches oxidationsinduziertes Risssschließen vorliegt. “

5 Entwicklung einer konzeptionellen Beschreibung

Wie bereits in Kapitel 2.4 formuliert, ist das übergeordnete Ziel der Arbeit die Beschreibung der nun experimentell bestätigten bruchmechanisch begründeten Stützwirkung mit Hilfe eines geeigneten Berechnungskonzeptes. In den folgenden beiden Unterkapiteln sind entsprechende Anforderungen festgehalten, welche im Zuge der Konzeptentwicklung Berücksichtigung fanden, um schließlich den Weg der Umsetzung vorab zu skizzieren. Details folgen im sich anschließenden Kapitel 6.

5.1 Anforderungen

Das in dieser Arbeit entwickelte Konzept soll in der Lage sein, bruchmechanisch begründete Stützziffern für gekerbte Bauteile zu prognostizieren. Dies erfordert die Beschreibung des Risswachstumsverhaltens ausgehend von einer definierten Anfangsrisstiefe bis zur Ausbildung technischer Anrisse im Bereich von 1.0 mm Tiefe.

Anhand der Übersicht in Kapitel 3.1.2 und auf Basis der eigenen experimentellen Untersuchungen konnte gezeigt werden, dass für sich im Kerbspannungsbereich befindende Risse, ein von der Risstiefe abhängiges Rissschließverhalten zu erwarten ist. Das zu entwickelnde Konzept muss demnach grundsätzlich in der Lage sein, dieses Verhalten adäquat rechnerisch abzubilden. Die erste Anforderung lautet demnach:

- A. Rechnerische Beschreibung des transienten Rissschließverhaltens im Kerbspannungsfeld unter einer Kriechermüdingsbeanspruchung.

Ebenso ist zur letztendlichen Berechnung der Lastwechselzahl bis zum Erreichen einer vorzugebenden Zielrisstiefe die Kenntnis der um das Rissschließen bereinigten Rissspitzenbeanspruchung notwendig. Wie in Kapitel 3.3 gezeigt, ist grundsätzlich davon auszugehen, dass für Risse in der hier betrachteten Größenordnung die plastische Zone einen dominanten Einfluss besitzt. Demnach sind elastisch-plastische Bruchmechanikansätze zu verfolgen bzw. zu entwickeln, welche in adäquater Weise in der Lage sind, die Beanspruchung solcher sogenannter mechanisch kurzer Risse zu beschreiben. Dies führt zur nächsten zu stellenden Anforderung:

- B. Beschreibung der Rissspitzenbeanspruchung eines im zyklisch elastisch-plastischen Kerbspannungsfeld wachsenden, mechanisch kurzen Risses unter einer Kriechermüdingsbeanspruchung.

Grundsätzlich ist es auch denkbar, die Aufgabenstellung mit Hilfe von im zyklischen Fall wesentlich einfacher umzusetzender linear elastischer Bruchmechanikansätze auf eine mehr pragmatische Art und Weise zu lösen. Dieser Weg ist allerdings aufgrund der folgenden, aus Sicht des Autors grundsätzlich zu stellenden Randbedingung, nicht verfolgt:

- C. Möglichst keine Verletzung physikalisch begründeter Gültigkeitskriterien.

Als weitere Konsequenz aus dieser Anforderung ist die Beschreibung des Risswachstumsverhaltens ausschließlich auf makroskopische Aspekte zu beschränken. Es erfolgt keine Beschreibung mikromechanisch kurzer Risse, was durch die Wahl einer im Vergleich zum mittleren Korndurchmesser ausreichend großen Anfangsrisstiefe sicherzustellen ist. Ebenso ist durch die Randbedingung C. auch eine Anwendung der

analytischen Rissschließ- bzw. Rissöffnungsbeschreibung nach NEWMAN (vgl. Gleichung D.0.1 ff.) grundsätzlich ausgeschlossen, da die hier betrachteten Beanspruchungen im Bereich des Kerbgrunds den durch diese Gleichung abgesicherten Bereich bei Weitem übersteigen.

An dieser Stelle sei angemerkt, dass eine analytische Rissschließbeschreibung oder eine Anwendung analytischer Beziehungen der linear elastischen Bruchmechanik durchaus sinnvoll sein kann, um die Komplexität der Berechnung zu reduzieren und die Schnelligkeit und Handhabbarkeit der späteren Anwendung zu erhöhen. Diese Arbeit verfolgt jedoch zunächst einmal das Ziel, die eigens formulierte wissenschaftliche Zielstellung möglichst nicht angreifbar und exakt zu lösen und damit weder bekannte prinzipielle Gültigkeitsbereiche zu verletzen, noch inhärente, auf der Einfachheit des Konzeptes basierende zusätzliche Unschärfen und dadurch notwendige konservative Annahmen einzufügen.

Eine in Aussicht zustellende zukünftige praktische Anwendung des entwickelten Konzeptes erfordert die Formulierung der folgenden ebenso wesentlichen Randbedingung:

- D.** Entwicklung möglichst ohne zusätzliche Einschränkung der späteren Übertragbarkeit auf andere Kerbgeometrien, Belastungssituationen und Werkstoffe.

Auch dies führt zu ganz entscheidenden Konsequenzen. Zum einen ist die vorgestellte analytische Beschreibung des zyklischen J -Integrals (vgl. Gleichung 3.3.23) vor dem Hintergrund dieser Anforderung in der vorliegenden Form nicht anwendbar. Zum anderen sind auch analytische Weiterentwicklungen dieser Beziehungen zur Berücksichtigung weiterer Geometrien und Ersatzmodelle, wie beispielsweise in [38] durchgeführt, hier nicht lohnenswert, da auch diese Lösungen stets nur einen eingeschränkten Gültigkeitsbereich besitzen. Die Weiterentwicklung analytischer Ansätze wird daher für diese Arbeit vor dem Hintergrund der bisher angeführten Anforderungen als nicht zielführend angesehen.

Eine weitere aus **D.** folgende Konsequenz ist die Forderung, dass das zu entwickelnde Konzept in der Lage sein muss, ausschließlich mit in der Praxis ohnehin vorhandenen Standardmaterialbeschreibungen des viskoplastischen Deformations- und Rissverhaltens auszukommen. Die Durchführung und Notwendigkeit einer speziellen Werkstoffanpassung beispielsweise auf Basis der Versuche an gekerbten Proben ist demnach genauso auszuschließen, wie die Verwendung komplexer und speziell angepasster Materialmodelle, welche nicht den Gegenstand des Einsatzes der täglichen industriellen Praxis darstellen. Die durchgeführten Versuche an gekerbten Proben sind demnach allesamt und ausschließlich allein für Validierungszwecke einzusetzen.

Auf Basis aller bis hierhin aufgeführten Anforderungen und erläuterten Konsequenzen folgt die letzte Anforderung:

- E.** Direkte Umsetzung des Konzeptes innerhalb der FEM unter ausschließlicher Verwendung von Standardmaterialbeschreibungen.

Zusammengefasst:

„ Im Folgenden ist eine Konzeptbeschreibung zu entwickeln, die es dem späteren Anwender erlaubt, ein auf Basis des Einsatzes der Finiten Elemente Methode entwickeltes Berechnungs- und Auswerteschema umzusetzen, um eine rechnerisch abgesicherte Bewertung der bruchmechanischen Stützwirkung für die zu betrachtenden Kerbgeometrien zu erhalten. “

5.2 Abgeleitete Konzeptidee

5.2.1 Vorbetrachtungen

Obwohl auf die Anwendung analytischer Ansätze verzichtet werden soll, sind einige Grundideen für diese Arbeit, wie im Folgenden dargelegt, dennoch von großer Wichtigkeit. Dazu sei noch einmal die in Kapitel 3.3.2.3 vorgestellte Möglichkeit der Berechnung des J -Integrals im zyklischen Fall in Erinnerung gerufen. Dem analytischen Ansatz nach DOWLING folgend, kann ein zyklisch interpretierbarer Wert des J -Integrals ermittelt werden, indem statt mit Absolutwerten der Spannungen und Dehnungen die jeweiligen Schwingbreiten in die analytische Gleichung eingesetzt werden (vgl. Abbildung 3.3.5). Dies wurde auch als „Zyklische Korrektur“ bezeichnet.

Da für diese Arbeit auf Basis der in Kapitel 5.1 entwickelten Anforderungen ausschließlich die Methode der Finiten Elemente zum Einsatz kommen soll, stellt sich die Frage, wie eine Umsetzung dieser Grundidee von DOWLING im Rahmen der FEM erfolgen kann. Ein Vorschlag dazu ist ebenfalls in Kapitel 3.3.2.3 unter dem Stichwort „Numerische Implementierung“ aufgeführt. Zunächst sei wiederholt, dass eine deformationstheoretische Beschreibung zur Auswertung des J -Integrals sowohl auf Basis des Gebietsintegrals als auch auf Basis einer Energiebetrachtung zwingend zu fordern ist. Eine Berechnung des zur Zyklusschwingbreite korrespondierenden Werts des J -Integrals kann theoretisch ebenfalls mit einer zyklischen Korrektur erreicht werden, indem statt der Beschreibung der „Erstbelastungskurve“ ($B \rightarrow C$ in Abbildung 5.2.1) der Hysteresenhalbast direkt innerhalb der FEM als elastisch-plastisches Materialverhalten vorgegeben wird. Wird die gerissene Struktur nun von 0 monoton bis zur Maximallast entsprechend der Schwingbreite ($\Delta F, \Delta U$) belastet ($A \rightarrow C$ in Abbildung 5.2.1), ist unter Einhaltung der Deformationstheorie das Gebietsintegral für diese betrachtete Risstiefe auswertbar.

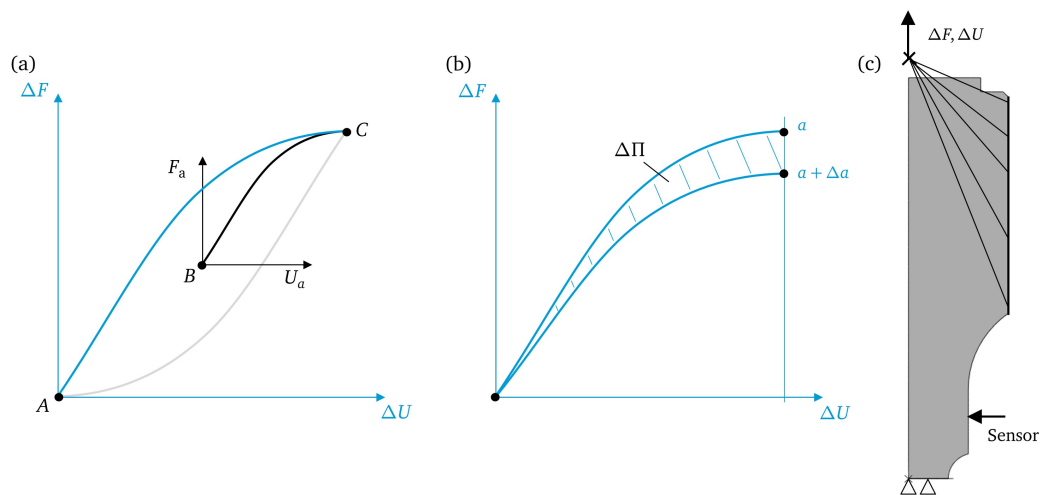


Abbildung 5.2.1: Zur zyklischen Korrektur im Rahmen der FEM;

- (a) Beschreibung des Hysteresenhalbastes ($A \rightarrow C$) statt der „Erstbelastungskurve“ ($B \rightarrow C$),
- (b) Potentialdifferenz im Rahmen einer vorab zyklisch korrigierten Berechnung,
- (c) Beispielhaftes Modell einer Rundkerbprobe mit Angabe der globalen Belastungsgrößen ΔF & ΔU

Eine Berücksichtigung des Rissschließens kann erfolgen, indem statt von 0 monoton bis zur Maximallast die Rechnung von 0 monoton bis zum, zuvor auf Basis einer PICC-Simulation bestimmten, risstiefen-abhängigen Effektivwert der Maximallast durchgeführt wird. Das Vorgehen lässt sich für jede beliebige

weitere Risstiefe wiederholen, so dass eine Beziehung $\Delta J_{\text{eff}}(a)$ auf Basis dessen prinzipiell numerisch erstellt werden kann.

Analog zur Gebietsintegralberechnung kann innerhalb dieses Schemas die Energiedifferenz zwischen zwei zyklisch korrigierten Zuständen ermittelt werden. In Abbildung 5.2.1 (b) ist dies nochmals entsprechend illustriert.

Der zyklische Wert des J -Integrals kann dann für den Fall identischer maximaler Verformung ΔU_{max} für die zwei Zustände a und $a + \Delta a$ über die Beziehung:

$$\Delta \Pi = \Delta \mathcal{W}_{\text{int}} = \int_0^{\Delta U_{\text{max}}} \Delta F_{a+\Delta a} d\Delta U - \int_0^{\Delta U_{\text{max}}} \Delta F_a d\Delta U \quad , \quad (5.2.1)$$

$$\Delta J = \lim_{\Delta a \rightarrow 0} \frac{-\Delta \Pi}{A_{a+\Delta a} - A_a} \quad , \quad (5.2.2)$$

ermittelt werden. Sofern statt einer identischen maximalen Verformung eine identische maximale Kraft ΔF_{max} vorgegeben wird, ist in der Bilanz die Arbeit der äußeren Kräfte für den Zustandsübergang $a \rightarrow a + \Delta a$ zu berücksichtigen:

$$\Delta \Pi = \Delta \mathcal{W}_{\text{int}} - \Delta \mathcal{W}_{\text{ext}} = \Delta \mathcal{W}_{\text{int}} - \Delta F_{\text{max}} (\Delta U_{a+\Delta a, \text{max}} - \Delta U_{a, \text{max}}) \quad . \quad (5.2.3)$$

Der Wert für Δa ist hinreichend klein zu wählen, so dass sich eine vom Risslängeninkrement unabhängige, konvergente Lösung einstellt. Noch einmal sei angemerkt, dass sich dieses Vorgehen vollständig im Einklang mit den sich aus der Herleitung ergebenden Randbedingungen befindet, da es sich um den Vergleich zweier separater Risszustände unter einer identischen äußeren monotonen Belastungssituation handelt. Die Berechnung von ΔJ_{eff} kann analog gewonnen werden, indem statt bis zum Maximalwert der Kräfte oder Verschiebungen lediglich bis zum Effektivwert integriert wird. Es handelt sich demnach um zwei durchzuführende konsekutive Berechnungsabläufe: Zunächst eine Durchführung einer PICC-Simulation und im Anschluss eine Berechnung der Rissspitzenbeanspruchung durch separate Berechnungen monotoner Belastungszustände für verschiedene Risstiefen. Im Folgenden ist dieses Vorgehen daher auch als „Konsekutives Konzept“ bezeichnet. Die zyklische effektive Rissspitzenbeanspruchung kann hierbei sowohl auf Basis des Gebietsintegrals als auch auf Basis der vorgestellten Energiebetrachtungen berechnet werden.

5.2.2 Offene Fragen und Skizze des Lösungsansatzes

Grundsätzlich sind folgende fundamentale Fragen an dieses Vorgehen zu stellen, die bereits in Kapitel 3.3.2.3 beschrieben wurden und in der im folgenden diskutierten Weiterentwicklung zu adressieren sind:

- ?₁ Bildet sich im zyklisch Elastisch-plastischen tatsächlich ein HRR-Feld aus, so dass das J -Integral begründbar als Intensitätsparameter interpretiert werden kann?
- ?₂ Ist eine Beschreibung des Spannungs-Dehnungsfeldes nach MASING auf Basis einer monotonen Belastung und einer jeweiligen Ausgangsrisstiefe a gleichzusetzen mit einem „realen“ zyklisch elastisch-plastischen Verhalten bei dieser Risstiefe a , welches sich auf Basis eines wachsenden Risses und einer sich entsprechend ausbildenden plastischen Nachlaufzone einstellt?

- ?₃ Eine FEM-basierte Berechnung des Risssschließens besitzt insbesondere aufgrund der aktuell existierenden Diversität an Definitionen eines geschlossenen Risses eine entsprechende Unsicherheit bzw. bei Wahl von knotenbasierten Kriterien eine inhärente Netzabhängigkeit. Wie lässt sich dieses Problem umgehen, um zu einer zu fordernden robusten Lösung des Risssschließens und damit des Effektivwerts der Risssspitzenbeanspruchung zu gelangen?

Auf Basis der Frage ?₂ wäre der nächste logische Entwicklungsschritt, einen Ansatz zu verfolgen, welcher es erlaubt, das zyklische J -Integral direkt aus einer zyklisch elastisch-plastischen Rissfortschrittsrechnung, sprich aus einer PICC-Simulation zu extrahieren. Statt des im Unterkapitel zuvor erläuterten konsekutiven Vorgehens ist daher generell eine integrierte Vorgehensweise anzustreben, die es ermöglicht, die Werte der zyklischen effektiven Risssspitzenbeanspruchung direkt auf Basis der Ergebnisse der PICC-Simulation zu ermitteln. Würde dies gelingen, wäre der FEM-bezogene Berechnungsaufwand ebenfalls erheblich reduziert, da der zweite Teil des zuvor beschriebenen konsekutiven Vorgehens wegfallen würde.

Im Folgenden Kapitel 6 wird ein Konzept entwickelt und vorgestellt, welches diesen Gedanken aufgreift und es auf Basis von Energiebetrachtungen ermöglicht, den zyklischen Effektivwert des J -Integrals direkt aus einer PICC-Simulation zu extrahieren. Um die Forderung nach monotoner Belastung und deformationstheoretischem Verhalten nicht zu verletzen, wird ebenfalls das Prinzip einer zyklischen Korrektur in geeignet modifizierter Form umgesetzt. Die zyklische Korrektur erfolgt hier nicht vor der eigentlichen Berechnung, sowie im Rahmen des konsekutiven Ansatzes nötig, sondern im Nachhinein innerhalb eines reinen zusätzlich hinterlegten Auswerteverfahrens („Post-Processing“) unter Verwendung der PICC-Simulationsergebnisse. Zunächst ohne auf weitere Details einzugehen, zeigt Abbildung 5.2.2 die generelle entwickelte Vorgehensweise.

Als Ergebnis des Konzepts liegt die Information der frühen Risswachstumsentwicklung vor, welche analog zur experimentellen Vorgehensweise zur letztendlichen Ableitung einer bruchmechanischen Stützziffer nun auf theoretischer Basis verwendet werden kann.

In der rechten Hälfte von Abbildung 5.2.2 sind ebenfalls die Ansätze zur Quantifizierung des viskoplastischen Anteils der Risssspitzenbeanspruchung dargestellt. Auch hier erfolgt eine energiebasierte Berechnung auf Basis entsprechend durchzuführender Korrekturen, da wie bereits erwähnt und später nochmals gezeigt eine Auswertung des Gebietsintegrals $C(t)$ oder C^* für die hier betrachtete Sekundärbeanspruchungscharakteristik nicht ohne Weiteres möglich ist (vgl. Kapitel 3.3.3). Dies sei an dieser Stelle ebenfalls als weitere zu adressierende Fragestellung festgehalten:

- ?₄ Wie lässt sich die viskoplastische Risssspitzenbeanspruchung innerhalb von Haltezeiten unter einer Sekundärbeanspruchung, sprich einer sich signifikant zeitlich ändernden Kraft und einem damit dominanten Anteil einer elastischen Dehnrates, quantifizieren?

Alle weiteren Details bezüglich der in Abbildung 5.2.2 skizzierten Konzeptbausteine sind Gegenstand der Ausführungen des Kapitels 6. Ebenso werden im Zuge des folgenden Kapitels 6 geeignete Antwortansätze für die noch nicht behandelten Fragen ?₁, ?₃ und ?₄ entwickelt und diskutiert.

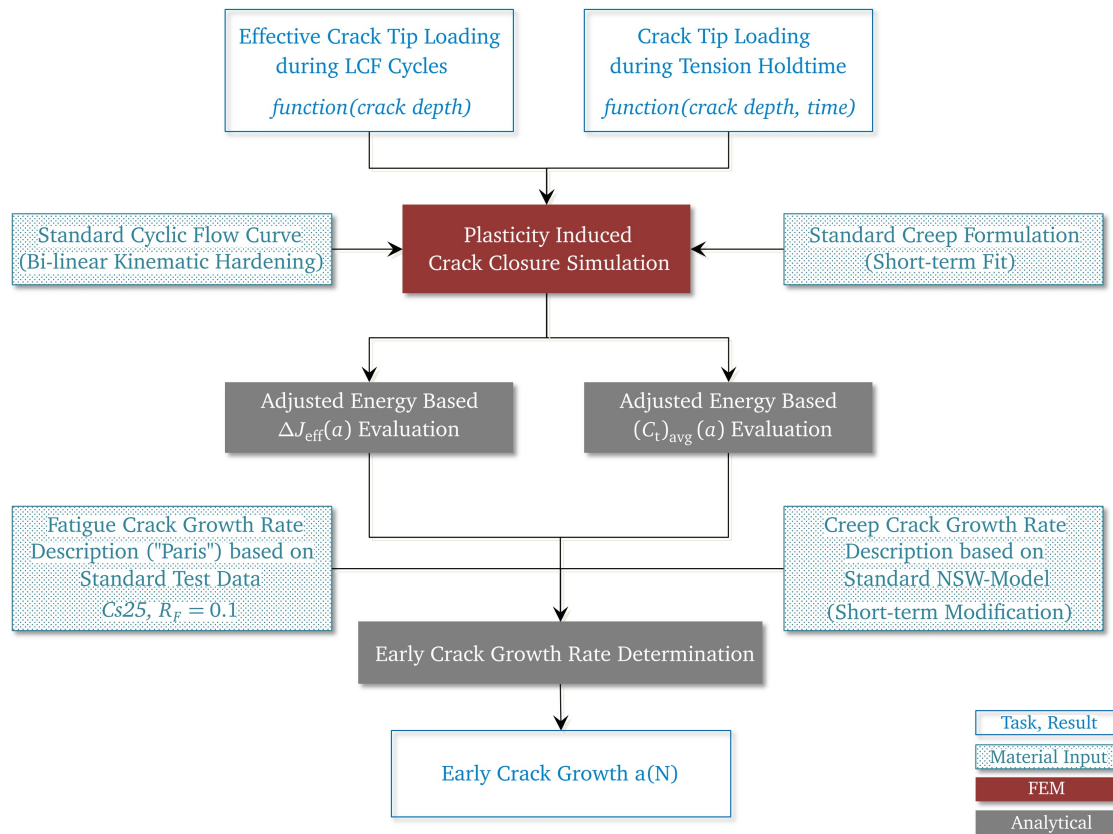


Abbildung 5.2.2: Beschreibung des entwickelten, PICC-integrierten Berechnungskonzeptentwurfs inkl. der erforderlichen Materialdaten, erforderlichen FEM-Berechnung und erforderlichen analytischen Auswertungsschritte für den Fall einer überlagerten Kriech- (rechter Teil) und Ermüdungsbeanspruchung (linker Teil).

6 Konzeptionelle Umsetzung

In diesem Kapitel werden auf Basis der gezeigten experimentellen Ergebnisse und der diskutierten Anforderungen alle maßgeblichen Details des bruchmechanisch orientierten Berechnungskonzeptes vorgestellt. Es folgen die Entwicklung und Diskussion der drei hierfür wesentlichen Bausteine:

- Eine FEM-basierte Beschreibung des transienten Risssschließverhaltens (Kapitel 6.1),
- die Berechnung der Rissspitzenbeanspruchung unter einer zyklisch, dominant elastisch-plastischen Beanspruchung innerhalb einer PICC-Simulation (Kapitel 6.2 bzw. 6.2.2),
- die Berechnung der Rissspitzenbeanspruchung unter einer dominant viskoplastischen Beanspruchung innerhalb einer PICC-Simulation (Kapitel 6.3).

6.1 Transientes Risssschließverhalten

Wie in den vorherigen Kapiteln gezeigt, ist davon auszugehen, dass sich insbesondere bei Vorhandensein eines Spannungsgradienten unter einer LCF-Belastung ein von der Risstiefe abhängiges Risssschließverhalten einstellt. Ebenfalls wurde bereits festgehalten, dass das plastizitätsinduzierte Risssschließen, im Folgenden nur noch mit „PICC“ bezeichnet, den zu beschreibenden Hauptmechanismus für den hier betrachteten 10%-Chrom Stahl darstellt. Die Simulation dieses Mechanismus erfordert im allgemeinen Sinne die Simulation eines wachsenden Risses unter einer zyklischen, elastisch-plastischen Beanspruchung oder - anders ausgedrückt - die simulative Abbildung der sich aufgrund dessen bildenden plastischen Nachlaufzone. Die im Rahmen einer solchen Berechnung wählbaren Parameter und Einstellungen wurden auf Basis der in Kapitel 3.3.4.2 gegebenen Übersicht untersucht und festgelegt, mit dem Ziel, hinsichtlich des berechneten Risssschließens einen möglichst robusten numerischen Modellaufbau zu erhalten. Nach der Erläuterung des generellen Vorgehens und der realisierten Umsetzung erfolgt eine Beschreibung des gewählten Modell-Parametersatzes sowie eine Diskussion entsprechender Einflüsse und detektierter Sensitivitäten.

6.1.1 Generelles Vorgehen

Zunächst wird im Folgenden der generelle, entwickelte Berechnungsablauf erläutert. Als Ausgangsmodell konnte auf das bereits in Abbildung 4.4.1 skizzierte FE-Modell zurückgegriffen werden. Als zusätzliches Element wurde eine starre Kontaktebene („Analytical Rigid Surface“ [66], vgl. Abbildung 6.1.1) im Bereich der Symmetrieebene eingefügt und die mögliche Penetration der Ligamentknoten durch die definierte Fläche hindurch mittels entsprechender Kontaktformulierungen verhindert.

6.1.1.1 Modellvorbereitung und Ablauf

Zur Durchführung der Risssschließsimulation aller durchgeführten Experimente, aber auch zur späteren Überprüfung und Variation des gewählten Berechnungsparametersatzes, wurde ein teilautomatisierter

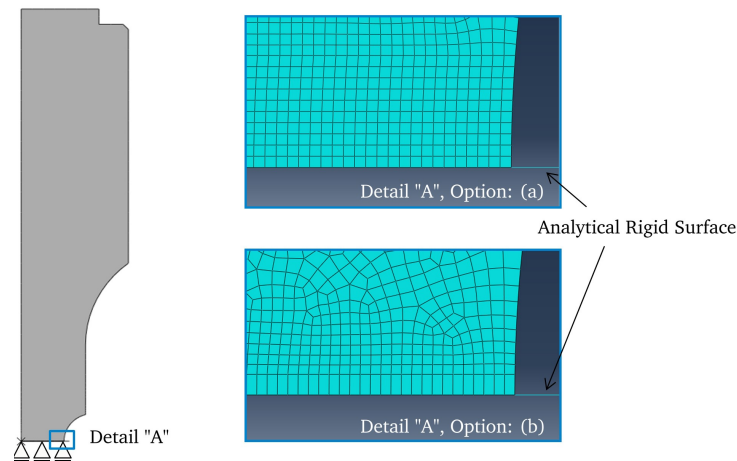


Abbildung 6.1.1: FE-Modell und im Zusammenhang mit der PICC-Simulation realisierte Vernetzungsoptionen im Bereich des Ligaments; Ligament-Elementkantenverhältnis 1 : 1 (a) bzw. 2 : 1 (b)

„Workflow“ unter Verwendung des FEM-Programms ABAQUS und der Skriptsprache PYTHON abgebildet. Die wesentlichen Bausteine, wählbaren Parameter und realisierten Verknüpfungen sind Abbildung 6.1.2 zu entnehmen. Die vorgenommene Automatisierung verfolgt in erster Linie das Ziel, exakte Vergleichbarkeit zwischen verschiedenen untersuchten Varianten sicherzustellen.

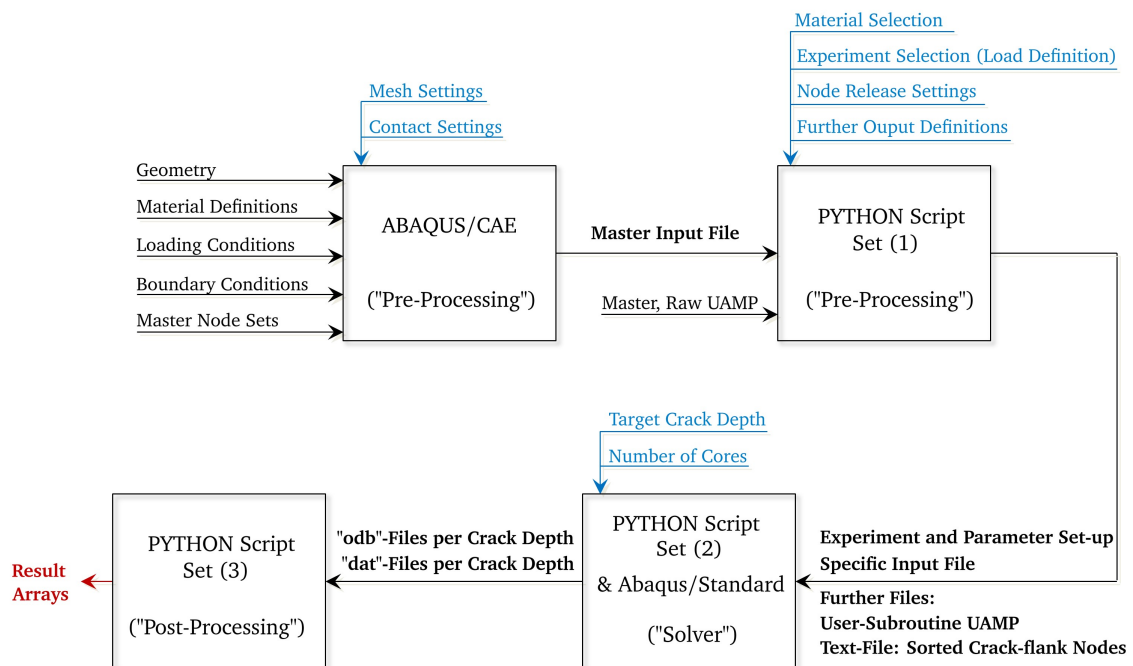


Abbildung 6.1.2: Ablaufschema der teilautomatisierten PICC-Simulation

Zunächst erfolgt die Abbildung der zu untersuchenden Geometrie und Belastungssituation innerhalb der Software ABAQUS/CAE, wie es als „Pre-Processing“-Schritt vor jeder durchzuführenden FEM-Berechnung üblich ist. Des Weiteren ist hier die Definition aller Materialparameter und -modelle vorgesehen, welche potentiell im Rahmen der späteren PICC-Simulation Anwendung finden sollen. Neben diesen standardmäßig durchzuführenden Definitionen müssen bestimmte sogenannte „Master Node Sets“, sowohl zur späteren Steuerung beispielsweise des Knotenlöseschemas als auch zur Definition relevanter

Ergebnisausgaben, erstellt werden. Zusätzlich zu dieser Basis-Abbildung des FE-Modells innerhalb der Software ABAQUS/CAE sind an dieser Stelle zwei weitere, in Bezug auf PICC besonders sensitive bzw. zu untersuchende Einstellungen vorzunehmen. Dies betrifft zum einen Details der gewählten Vernetzung wie beispielsweise Netzgröße, Elementansatzfunktion und Elementkantenverhältnis (vgl. Abbildung 6.1.1, (a) und (b)). Zum anderen sind entsprechende Einstellungen der Kontaktdefinitionen zu hinterlegen bzw. können hier entsprechend variiert werden.

Als Ergebnis folgt eine sogenannte „Master Input File“, welche alle bis dato definierten Randbedingungen abbildet. Diese Master-Datei bildet zusammen mit einer Rohversion der Subroutine zur globalen Dehnungsregelung (vgl. Kapitel 4.6) den Input für ein erstes PYTHON-Skript („Set (1)“), welches für den nächsten Schritt der Modellvorbereitung zuständig ist. Auf Basis von Benutzereingaben können innerhalb dieses Skriptes verschiedene Einstellungen hinsichtlich des nachzurechnenden Experiments und des gewählten Parametersatzes vorgenommen werden. Als Ergebnis wird, für das konkrete nachzurechnende Experiment und den konkreten bis dato definierten Parametersatz, ein spezifischer Satz an Input-Dateien zur eigentlichen Durchführung der spezifischen FEM-Berechnung erzeugt.

Ein zweites PYTHON-Skript („Set (2)“) verarbeitet diese generierten Input-Dateien und realisiert letztendlich die Durchführung der Berechnungen ausgehend vom ungerissenen Zustand für weitere Zustände zyklensweise zunehmender Risstiefen. Dazu werden mit Hilfe automatisiert eingebrachter „Restart“-Befehle die zuvor beendeten Berechnungen immer wieder neu fortgeführt. Vorab wird jeweils das Knoten-Set der aktuellen Symmetrierandbedingung des Ligaments so manipuliert, dass die Symmetrierandbedingungen des Knotens, welcher im Berechnungszyklus zuvor die Risspitze dargestellt hat, für die folgende Rechnung deaktiviert sind. Als Ergebnis werden entsprechende Ausgabedateien im ABAQUS-eigenen Format „odb“ und als Textdatei „dat“ für sämtliche Risstiefen und Zyklen produziert.

Um die in Bezug auf das Risssschließen und in Bezug auf weitere Auswertungen relevanten Informationen aus den generierten Berechnungsergebnisdateien zu extrahieren, dient ein drittes PYTHON-Skript („Set (3)“). Dieses durchsucht die beiden genannten Typen von Berechnungsergebnisdateien entsprechend definierter Vorgaben und speichert alle relevanten Felder und Größen als PYTHON-kompatible „Arrays“. Dadurch wird ebenfalls die erforderliche Datenmenge auf ein Minimum reduziert. Als Beispiel beläuft sich die gesamte Größe dieser in „Arrays“ hinterlegten Ergebnisse, welche alle Risstiefen und alle relevanten Informationen und Daten enthält, für eine Berechnung einer scharf gekerbten Rundprobe mit Haltezeit (Ligament-Elementkantenlänge: 0.01 mm, Endrisstiefe: 2.0 mm, Anzahl an realisierten viskoplastischen Zyklen: 400) auf lediglich 3.9 MB.

6.1.1.2 Gewählte Parameter

Die nachstehenden Erläuterungen erfolgen sowohl auf Basis eigener Untersuchungen als auch auf Basis der gegebenen Übersicht in Kapitel 3.3.4.2.

Kein Einsatz kollabierter Elemente

Die Vernetzung der Risspitze kann generell sowohl durch die Realisierung eines regulären, unfokussierten Netzes oder unter Verwendung eines fokussierten Netzes mit Hilfe sogenannter kollabierter Elemente (vgl. [66, 84]) im Bereich der Risspitze erfolgen, um die sich einstellende Singularität geeignet abzubilden. Eine aufgrund von Risswachstum wandernde Risspitze kann im letzteren Fall nur mit „Re-Meshing“-Ansätzen realisiert werden. In diesem Zusammenhang stellt der Transfer bzw. das „Mapping“ des elastisch-plastischen Dehnungs- und Spannungszustandes auf die neu erstellte Netzkon-

figuration eine besondere Schwierigkeit dar. Sofern die Abbildung des sich einstellenden Spannungs- und Dehnungsfeldes im Bereich der Elemente, welche unmittelbar die Risssspitze umgeben, von untergeordneter Bedeutung ist, kann auch ein reguläres, unfokussiertes Netz zum Einsatz kommen. Eine aufgrund von Risswachstum wandernde Risssspitze lässt sich in diesem Fall ohne Weiteres innerhalb der FEM-Berechnungsumgebung abbilden. Ebenso sind zumeist, beispielsweise bei Vorliegen von Wegunabhängigkeit der implementierten Gebietsintegralmethode, zur Berechnung der Risssspitzenbeanspruchung generell keine fokussierten Netze und kollabierten Elemente notwendig (vgl. Anhang C). Zur Simulation von PICC wurde daher ein reguläres Netz im Bereich des gesamten Ligaments verwendet (vgl. Abbildung 6.1.1, Optionen (a) und (b)).

Rissfortschritt

Die Realisierung des Rissfortschritts kann auf vielfache Arten und Weisen umgesetzt werden (vgl. Kapitel 3.3.4.2). Aufgrund des potentiellen und experimentell bestätigten Rissverlaufs entlang der horizontalen Symmetrieebene des aufrecht stehenden zylindrischen Probekörpers wurde im Rahmen dieser Arbeit in dieser Ebene die „Node Release Technique“ umgesetzt. Rissfortschritt ist demnach, wie bereits erläutert, realisiert, indem zyklensweise zuvor definierte Symmetrierandbedingungen aller Knoten, welche das Ligament darstellen, so modifiziert werden, dass die Symmetrierandbedingung des Knotens, der im vorherigen Berechnungsschritt noch die Risssspitze dargestellt hat, im nächsten Berechnungsschritt deaktiviert wird.

Zyklen pro Rissfortschritt

Um den Rechenaufwand zu reduzieren, erfolgt im Rahmen dieser Arbeit keine direkte Verwendung einer Risswachstumsbeziehung zur inkrementellen Steuerung und vollständigen Simulation aller zu erwartenden Zyklen pro Rissfortschrittsinkrement. Die Anzahl zu simulierender Zyklen pro Inkrement Δa (= Elementkantenlänge) ist daher aufgrund der Minimierung der Rechenzeit in erster Linie hier so klein wie möglich zu wählen und orientiert sich im Wesentlichen an Stabilitätskriterien hinsichtlich der Ergebnislösung. Zwischen dem Lösen des jeweils nächsten Knotens erfolgt eine Abbildung von zwei vollständigen Zyklen innerhalb der Simulation. Bei der Abbildung von nur einem Zyklus ist nicht sichergestellt, dass der, aufgrund des um eine Elementkantenlänge gewachsenen Riss, neue Gleichgewichtszustand im gesamten Zyklus in gleicher Weise hergestellt ist. Sofern mehr als zwei Zyklen abgebildet werden, ist von keiner weiteren Änderung des Ergebnisses auszugehen, sofern Historienabhängigkeit (vgl. Kapitel 9) oder sich akkumulierende zyklenzahlabhängige Effekte ausgeschlossen werden können. In der Konsequenz bedeutet die gewählte Realisierung von zwei Zyklen zwischen einem Knotenlösungsschritt, dass beispielsweise bei einer Elementkantenlänge („EEL“) von 0.02 mm bis zu einer Risstiefe von 0.5 mm bereits mehr als 50 Zyklen rechnerisch abgebildet werden müssen. Dies ist beispielhaft in Abbildung 6.1.3 illustriert. Ebenfalls ist die im Rahmen der FE-Berechnung ermittelte Schwingbreite der globalen Kraft als Funktion der Zyklenzahl bzw. der Risstiefe dargestellt. Neben dem im Sinne der globalen Dehnungsregelung typischen Lastabfall ist zu sehen, dass der jeweils zweite Zyklus nach Knotenlösen eine nahezu identische Kraftschwingbreite im Vergleich zum ersten Zyklus direkt nach Rissfortschritt aufweist. Der zweite Zyklus dient demnach lediglich einer weiteren, um die im ersten Zyklus aufgrund des Knotenlösens vorhandene Singularität bereinigten Gleichgewichtssiteration, wie zuvor beschrieben.

Zeitpunkt des Knotenlösen

Die Realisierung des Knotenlösens erfolgt jeweils zum Zeitpunkt der vorgegebenen globalen Minimaldehnung innerhalb des Zyklus. Bei den Versuchen mit Haltezeit ist Knotenlösen zum Ende der Druckhaltezeit

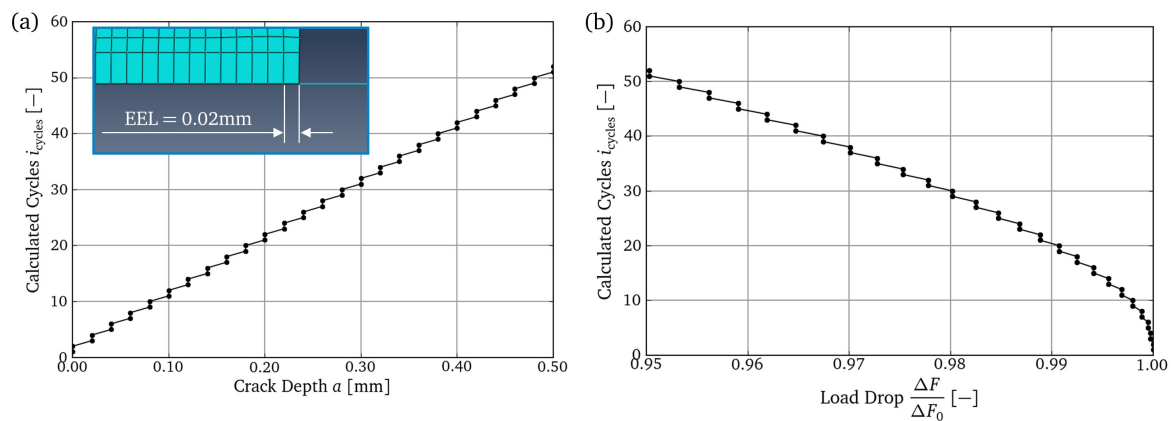


Abbildung 6.1.3: Beispielhafte Entwicklung der in der Simulation abgebildeten Anzahl an Zyklen (a) und Verlauf der normierten Lastschwingbreite als Funktion der Risstiefe (b), Probentyp RB_m ohne Haltezeit, Berücksichtigung von zwei Zyklen zwischen einem Knotenlösen

realisiert. Diese Umsetzung geschieht aus Gründen der numerischen Robustheit. Im Gegensatz zum Lösen bei Maximallast ist der Einfluss des Lösens bei Minimallast auf die globale Steifigkeitsmatrix der Gesamtstruktur kaum existent, da das Wegfallen der Symmetrierandbedingung des zu lösenden Knotens von der modellierten starren Kontaktebene im Bereich der Symmetrieebene direkt aufgefangen wird. Die globale Lösung des Deformationsfeldes ist daher bei dieser Option vom eigentlichen Knotenlösen im Allgemeinen unbeeinflusst.

Elementtyp und Elementkantenverhältnis

Bekanntlich führt die Wahl höherwertiger Elementansätze zu einer verbesserten Genauigkeit der Näherungslösung, welche ja jegliche FEM-Berechnung darstellt. Im Sinne einer PICC-Simulation sind aufgrund extrem auftretender Gradienten im Bereich der Risspitze jedoch drei Problematiken von besonderer Bedeutung. Zum einen sollte die Neigung zu „Locking“ (vgl. Kapitel 3.3.4.2) minimiert werden. Zum anderen kann extensiv auftretendes „Hourglassing“ dazu führen, dass sich ein sogenanntes Sägezahnmuster im Bereich der Rissflanken einstellt.

„Hourglassing“ bezeichnet allgemein die Neigung eines Netzes aus Elementen mit reduzierter Integration ein regelmäßiges Verformungsmuster zu erzeugen, welches aufeinanderfolgenden Sanduhren (*hourglass*) ähnelt. Diese Eigenschaft ist dem reduzierten Integrationsalgorithmus zuzuordnen, welcher in einem solchen Fall die Elementverzerrung nicht zu detektieren vermag und daher solche sogenannten „Null-Energie-Moden“ möglich werden (vgl. [149, 190]).

Elemente mit quadratischen Ansatzfunktionen können aufgrund einer unerwünscht inhomogenen Kontaktdruckverteilungen im Bereich der Mittenknoten zu ähnlichen Mustern führen [66]. Sofern keine kollabierten Risspitzenelemente zu realisieren sind, sind Elemente mit quadratischer Ansatzfunktion zur Auswertung von Gebietsintegralen ebenfalls zu vermeiden, da diese aufgrund der Mittenknoten im dreidimensionalen Fall zu oszillierenden Verläufen der Risspitzenbeanspruchung als Funktion der Risspfadlänge führen können [191]. Abbildung 6.1.4 zeigt einen Vergleich der Verteilung der Axialspannung im Bereich einer Rissflanke zum Zeitpunkt der maximalen Zugbeanspruchung nach dem Lösen von insgesamt fünf Knoten (Mittenknoten nicht mitgezählt) für drei unterschiedliche Elementtypen.

Das im Falle des quadratischen Elementansatzes festgestellte Sägezahnmuster lässt sich im Wesentlichen auf eine im Bereich der Mittenknoten inhomogene Kontaktdruckverteilung und einen damit verbunde-

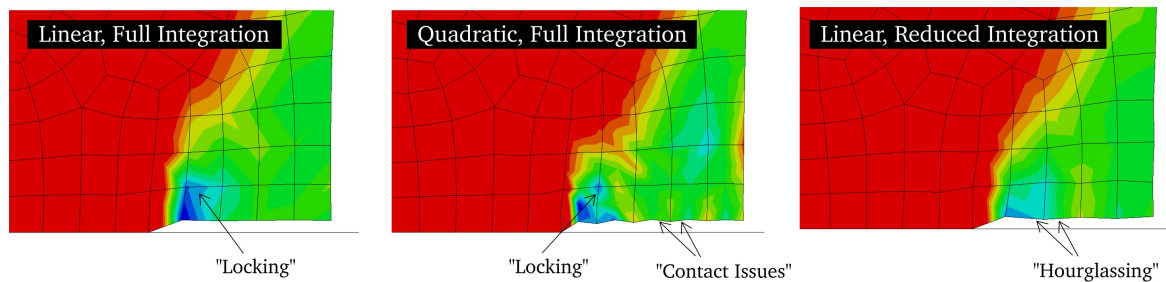


Abbildung 6.1.4: Zum berechneten Deformationsverhalten im Bereich der Rissflanke mit Hilfe der FEM und verschiedenen Elementtypen. Dargestellt ist die Verteilung der Axialspannung im vollgeöffneten Zustand (rot/blau = ± 200 MPa; Deformation um den Faktor 2 vergrößert)

nen inhomogenen Eigenspannungs- bzw. inelastischen Dehnungszustand zurückführen. Ein quadratischer Ansatz ist daher für die Untersuchung von PICC mittels ABAQUS ohne Weiteres nicht geeignet und wird daher hier auch nicht verwendet. Demnach wurden ausschließlich Elemente mit linearer Ansatzfunktion eingesetzt. Zur Vermeidung von „Hourglassing“ wurde auf reduzierte Integration verzichtet und stattdessen vollintegrierte Elemente verwendet (vgl. Abbildung 6.1.4). Wie gezeigt, sind vollintegrierte Elemente jedoch generell anfällig in Bezug auf „Locking“. Um für vollintegrierte Elementansatzfunktionen dennoch diese Neigung hinsichtlich „Locking“ zu minimieren, wurde für alle Elemente im Bereich des Ligaments ein Elementkantenverhältnis von 2 zu 1 (axial zu tangential) realisiert (vgl. auch Abbildung 6.1.1, Option (b)). Diese Maßnahme reduziert signifikant die angesprochene „Locking“-Anfälligkeit wie der in Abbildung 6.1.5 dargestellte Vergleich zeigt.

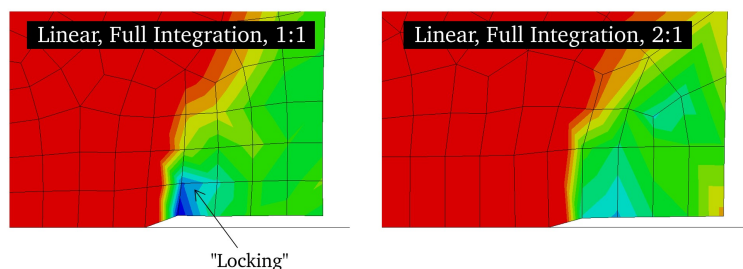


Abbildung 6.1.5: Zum berechneten Deformationsverhalten im Bereich der Rissflanke mit Hilfe der FEM und zwei verschiedenen Elementkantenverhältnissen. Dargestellt ist die Verteilung der Axialspannung im vollgeöffneten Zustand (rot/blau = ± 200 MPa; Deformation um den Faktor 2 vergrößert)

Elementkantenlänge

Zur Einschätzung des Einflusses der Netzgröße bzw. der Elementkantenlänge im Bereich des Ligaments wurde beispielhaft der Versuch uA16dk81 hinsichtlich des berechneten PICC-Betrags für drei verschiedene Elementkantenlängen nachgerechnet und verglichen. Beim Versuch uA16dk81 handelt es sich um einen Versuch an einer scharf gekerbten Rundprobe ohne Haltezeit (vgl. Tabelle 4.5.1). Das Ergebnis des berechneten transienten Risssschließverhaltens zeigt Abbildung 6.1.6. Zum Vergleich sind die drei ebenfalls in der Abbildung 6.1.6 dargestellten unterschiedlichen Risssschließdefinitionen (vgl. auch Abbildung 3.3.9) ausgewertet. Für alle drei Netzfeinheiten scheint das Kriterium „CC-FRONT“ das geringste und im Vergleich zum experimentellen Ergebnis zu geringe Risssschließen zu zeigen. Die Risssschließvorhersage für die Kriterien „CC-1st“ und „CC-FORCE“ zeigen für die feinste Netzgröße im gesamten Risstiefenbereich nahezu identische Verläufe.

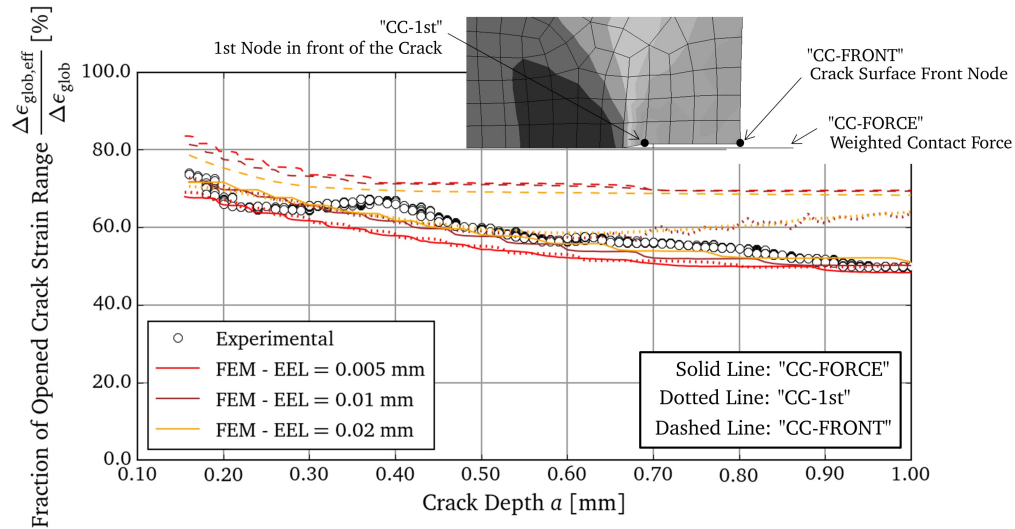


Abbildung 6.1.6: Zum Einfluss der Elementkantenlänge in Bezug auf das berechnete transiente Riss-schließverhalten am Beispiel der Nachrechnung des Versuchs uA16dk81

Auf Basis dieser Betrachtungen kann bis hierhin keine allgemeingültige Aussage und Empfehlung hinsichtlich einer sinnvoll zu wählenden Netzfeinheit abgeleitet werden. Als Schlussfolgerung daraus sind in den folgenden Abschnitten zwei Aspekte weiterverfolgt: Zum einen wird der Einfluss der Netzfeinheit durch entsprechende Sensitivitätsstudien für die weiteren Untersuchungen stets mitbetrachtet. Zum anderen wird ein neues Riss-schließkriterium entwickelt und eingeführt, welches keine inhärente Netz-abhängigkeit mehr besitzt (siehe Kapitel 6.2.2).

Materialmodell

Der signifikante Einfluss des Materialmodells bzw. eines aufgrund des Materialmodellansatzes überschätzten „Ratcheting“-Verhaltens im Bereich der hochbeanspruchten riss-spitzen-nahen Umgebung ist ebenfalls in ausführlicher Form in Kapitel 3.3.4.2 diskutiert. Zur besseren Einschätzung der Abhängigkeit des simulierten Riss-schließverhaltens von der Wahl des Materialmodells wurden beispielhaft die in Abbildung 6.1.7 dargestellten Modelle bzw. unterschiedlichen Verfestigungsansätze implementiert und eine PICC-Berechnung durchgeführt.

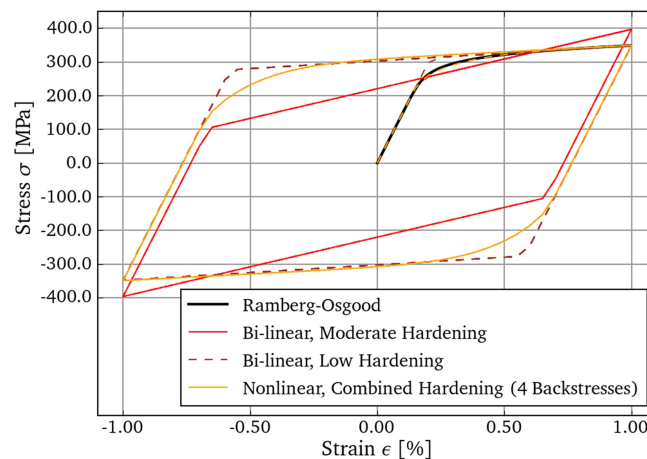


Abbildung 6.1.7: Gegenüberstellung der verglichenen Materialmodelle (vgl. Abbildung 4.1.2)

Bezüglich PICC exemplarisch rechnerisch betrachtet wurde hier ebenfalls der Versuch uA16dk81, welcher den möglichst ungünstigsten Fall hinsichtlich „Ratcheting“ darstellt, da es sich um den Versuch an einer scharf gekerbten Rundprobe mit der höchsten Belastung der Serie handelt (vgl. Tabelle 4.5.1).

Die Materialmodelladaptation „Moderate Hardening“ (vgl. Tabelle E.0.3, Anhang E) wurde bereits beispielhaft in Abbildung 4.1.2 gezeigt und ist mit dem Ziel einer adäquaten Beschreibung im Bereich bis zu einer Dehnungsamplitude von 1% erstellt worden. Hinsichtlich einer Minimierung der „Ratcheting“-Neigung hinzu größeren Dehnungen war hier ein weiteres Anpassungsziel, einen moderaten, nicht zu geringen Betrag des plastischen Tangentenmoduls zu realisieren. Demgegenüber steht die Anpassung „Low Hardening“, eine ebenfalls linear kinematisch verfestigende Materialbeschreibung jedoch mit einem deutlich geringeren plastischen Tangentenmodul (vgl. Tabelle E.0.4, Anhang E). Diese Anpassung scheint das reale Spannungs-Dehnungs-Verhalten (vgl. „Referenz-Ramberg-Osgood“ in Abbildung 6.1.7) etwas besser zu beschreiben. Als realistischste, aber hinsichtlich eines zu starken „Ratchetings“ besonders sensitive Beschreibung, wurde ebenfalls das Modell mit nichtlinearer Verfestigung nach ARMSTRONG und FREDERICK in der Erweiterung nach CHABOCHE (Gleichung 3.2.18 und 3.2.19) unter Verwendung von vier Rückspannungstensoren angepasst und mituntersucht (vgl. Tabelle E.0.5, Anhang E). Der Einfluss der Materialmodelle auf das berechnete Riss-schließverhalten unter Verwendung der zu Abbildung 6.1.6 identischen Riss-schließdefinitionen zeigt Abbildung 6.1.8.

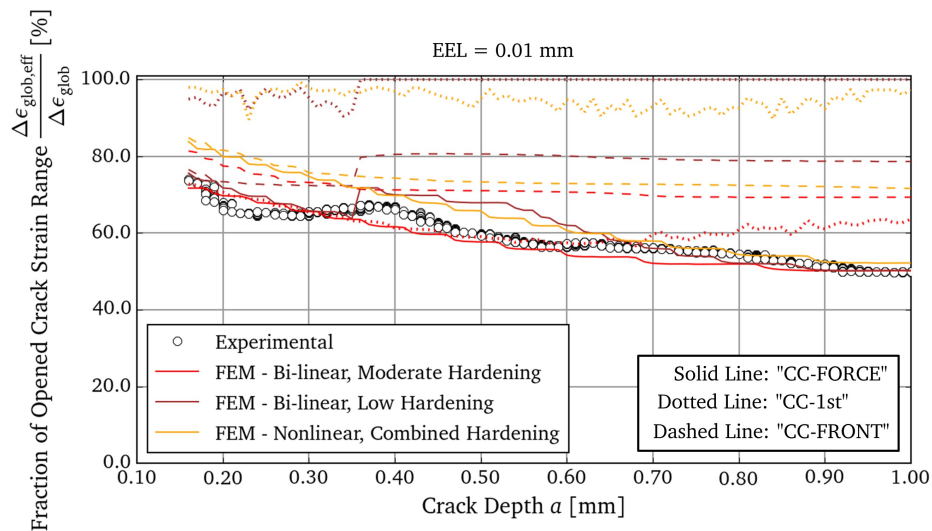


Abbildung 6.1.8: Vergleich des berechneten transienten Riss-schließens für unterschiedliche Materialmodelle und Anpassungen entsprechend Abbildung 6.1.7 am Beispiel der Nachrechnung des Versuchs uA16dk81

Deutlich zu sehen ist das wie zu erwarten besonders sensitive Verhalten des Kriteriums „CC-1st“. Da es sich hierbei um den riss-spitzennächsten Knoten handelt, ist dieser von einem ggf. überschätzten „Ratcheting“ am stärksten beeinflusst, was dazu führt, dass ein deutlich zu geringes bzw. gar kein Riss-schließen vorhergesagt wird. Gleiche Tendenzen sind für das ebenfalls betrachtete Knotenkriterium „CC-FRONT“ zu erkennen, wenn auch tendenziell schwacher ausgeprägt. Trotz dieser Unterschiede zeigt das Kriterium „CC-FORCE“, besonders hinzu größeren Risstiefen, kaum Abweichungen und kann daher vor diesem Hintergrund als am stabilsten angesehen werden. Dennoch kommt in erster Linie zur Vorbeugung eines überschätzten „Ratcheting“-Verhaltens in dieser Arbeit das in Kapitel 3.2.2.2 ausführlich vorgestellte und in ABAQUS implementierte Prager-Ziegler Materialmodell mit linearer kinematischer Verfestigung unter Verwendung der Anpassung „Moderate Hardening“ zum Einsatz.

6.2 Zyklische Risspitzenbeanspruchung

6.2.1 Zur Anwendung des konsekutiven, klassischen Ansatzes

Zur Erfüllung des übergeordneten Ziels, der Beschreibung des frühen Risswachstumsverhaltens der in Kapitel 4 vorgestellten Experimente an gekerbten Proben, ist im allgemeinen Sinne die Kenntnis der Risspitzenbeanspruchung als Funktion der Risttiefe als Eingangsgröße für ein zu integrierendes Rissfortschrittsgesetz Voraussetzung. Eine risstiefenabhängige Lösung der Risspitzenbeanspruchung lässt sich beispielsweise wie in Kapitel 5.2.1 erläutert erzielen, indem verschiedene diskrete Risttiefen innerhalb separater FEM-Analysen abgebildet und monotone Belastungszustände im Sinne der Deformationstheorie vorgegeben werden.

Für die durchgeführten Experimente an gekerbten Rundproben bzw. das bereits vorgestellte korrespondierende FEM-Modell können verschiedene Risttiefen auf einfache Art und Weise dadurch realisiert werden, indem, wie im Unterkapitel zuvor gezeigt, eine definierte Anzahl an Symmetrierandbedingungen deaktiviert werden. Dieser deaktivierte Bereich stellt demnach die Rissflanke dar. Der Bereich, in dem die Symmetrierandbedingungen nach wie vor aktiv sind, bildet das Ligament. Anders als in der zuvor diskutierten PICC-Simulation sind im Sinne des konsekutiven Ansatzes (vgl. Kapitel 5.2.1) und der Forderung nach Einhaltung einer deformationstheoretischen Beschreibung zunächst jedoch keine wachsenden Risse unter zyklischer Belastung betrachtet. Stattdessen werden im Rahmen dieser vereinfachten Beschreibung separate, voneinander unabhängige Berechnungen für verschiedene Ausgangsristtiefen durchgeführt und das Modell jeweils bis zum Sollwert der entsprechenden globalen Extensometerdehnung belastet. Dieses Vorgehen entspricht im Übrigen in exakter Weise dem im Falle der Lastabfallkorrelationsberechnung entwickelten Prozedere (vgl. Kapitel 4.6). Im Rahmen einer solchen FEM-Analyse kann nun beispielsweise entweder das Gebietsintegral ausgewertet oder der Wert des J -Integrals auf Basis der globalen Energiebilanz bestimmt werden. Da diese Form der Berechnung der Risspitzenbeanspruchung wie bereits erwähnt nachgeschaltet zu einer zuvor durchgeführten PICC-Simulation erfolgen muss, ist dieses Vorgehen als „konsekutiv“ bezeichnet.

Im Sinne der dargelegten Beschreibung lässt sich nun eine zyklische Risspitzenbeanspruchung berechnen, sofern, wie bereits erläutert, statt des Erstbelastungsastes der Hysteresenhalbast als Materialverhalten innerhalb der rissbehafteten FEM-Analyse hinterlegt wird (vgl. Abbildung 6.2.1). Folgt das Material einem Masing-Verhalten, wie es für den hier betrachteten 10%-Chrom-Schmiedestahl der Fall ist (vgl. Kapitel 4.1.1), kann der Hysteresenhalbast durch geometrische Verdopplung der Erstbelastungskurvenformulierung beschrieben und als Materialverhalten innerhalb der Berechnung hinterlegt werden.

Wird als Lastvorgabe statt des Sollwerts der Amplitude der globalen Extensometerdehnung nun die Schwingbreite der globalen Extensometerdehnung vorgegeben, entspricht dies einer Verschiebung des Koordinatensystems, so dass die blaue Kurve in Abbildung 6.2.1 (b) im Rahmen der Simulation vollständig beschrieben wird. Aus dem Endzustand der Berechnung der jeweils separat abgebildeten Risttiefen kann über das Gebietsintegral oder auf Basis der globalen Energiebilanz direkt der Wert des zyklischen J -Integrals ΔJ abgelesen werden. Für beide in Abbildung 6.2.1 dargestellten und hier erläuterten Fälle (a) und (b), sind sämtliche Gültigkeitsgrenzen zur Berechnung eines wegunabhängigen Gebietsintegrals sowie zur Rückführung der globalen Energiebilanz auf den Wert des J -Integrals eingehalten. Auch wenn diverse Fragen bei diesem Vorgehen offen bleiben (vgl. ?₁ und ?₂ im Kapitel 5.2.2), werden erste Er-

6.2.1.2 Zum Einfluss des Materialmodells

Wie im Kapitel 6.1.1.2 gezeigt, ist im Sinne einer robusten PICC-Simulation statt einer nichtlinearen Formulierung der Verfestigung eine bilineare anzustreben. Um den Einfluss dieser unterschiedlichen Formulierungen auf das Ergebnis des berechneten J -Integralwertes einschätzen zu können, sind beide Formulierungen „Doubled Bi-linear Moderate Hardening“ (vgl. Abbildung 6.1.8) und „Doubled Ramberg-Osgood“ in Abbildung 6.2.3 verglichen.

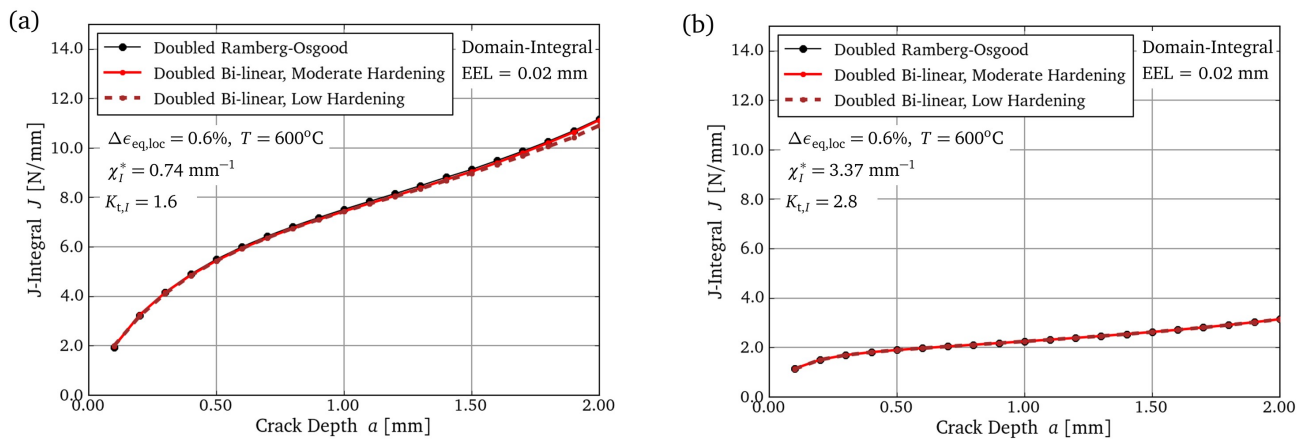


Abbildung 6.2.3: Berechnete Risspitzenbeanspruchung als Funktion der Risttiefe; Hysteresenhalbast-Beschreibung nach „Doubled Ramberg-Osgood“ vs. „Doubled Bi-linear Moderate Hardening“, (a) milde Kerbe, (b) scharfe Kerbe

Die gute Übereinstimmung zeigt, dass trotz der unterschiedlichen Formulierungen bzw. der unterschiedlichen Approximation des nichtlinearen Verfestigungsverhaltens das Ergebnis des J -Integral-Verlaufs nur schwach abweicht. Zur J -Integral Berechnung kann daher ebenso gut das bilineare Verfestigungsmodell verwendet werden.

6.2.1.3 Globale Energiebilanz vs. Gebietsintegral

Für die hier betrachtete Belastungsart einer rein monotonen Beanspruchung lässt sich neben der Gebietsintegralmethode der Wert des J -Integrals ebenso über die Bilanz der bei einem ausreichend kleinen Rissfortschritt global „freiwerdenden“ Energie berechnen. Zur Bildung dieser Energiebilanz sind zusätzlich zu den bisher vorgestellten diskreten Rechnungen im Abstand von 0.1 mm Risttiefe daher weitere Rechnungen mit deutlich kleineren Rissfortschrittsinkrementen (vgl. Kapitel 3.3.1.2), sprich mit einer jeweils um eine Elementenkantenlänge verlängerten Risttiefe, notwendig. In diesen sogenannten „ da “-Rechnungen sind statt gleicher Sollwerte der Extensometerdehnung als Lastvorgabe entweder ein zur Basisrechnung bei der Risttiefe a identischer globaler Kraftendwert oder aber ein zur Basisrechnung bei der Risttiefe a identischer globaler Verschiebungsendwert vorzugeben. Dies ist erforderlich, um reine rissverlängerungsbezogene Energievergleiche zu produzieren bzw. die geleistete Arbeit der äußeren Kräfte entsprechend subtraktiv berücksichtigen zu können. Diese notwendige Bedingung ist noch einmal in Abbildung 6.2.4 illustriert.

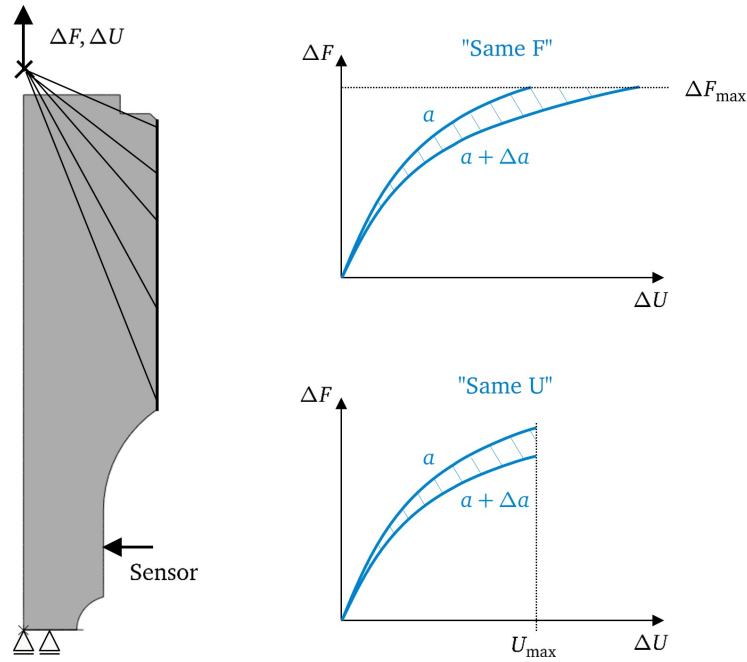


Abbildung 6.2.4: Zur Bildung der Energiebilanz für Zustände gleicher globaler Kräfte „Same F“ oder gleicher globaler Verformungen „Same U“.

Die über die Gleichungen 5.2.1, 5.2.2 und 5.2.3 auf Basis der globalen Energiebilanzen berechneten J -Integralwerte sind in Abbildung 6.2.5 dargestellt und mit den Ergebnissen der Gebietsintegralmethode verglichen.

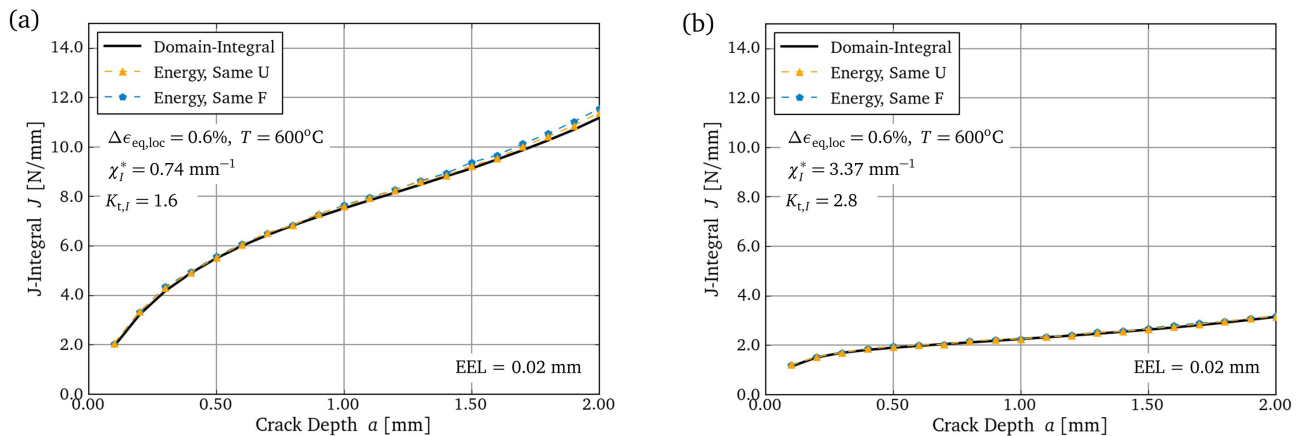


Abbildung 6.2.5: Berechnete Rissspitzenbeanspruchung als Funktion der Risstiefe; Vergleich der Gebietsintegralauswertung vs. Ansatz über globale Energiebilanzen, (a) milde Kerbe, (b) scharfe Kerbe

Beide Methoden und Ansätze führen demnach zu annähernd identischen Resultaten der Rissspitzenbeanspruchung. Die größte festgestellte relative Abweichung (Abbildung 6.2.5 (a), $a = 2.0 \text{ mm}$) beträgt lediglich 2.5%.

In Abbildung 6.2.6 ist beispielhaft für eine Risstiefe von 0.5 mm das Konvergenzverhalten beider Methoden dargestellt, indem die Ergebnisse für zwei Elementkantenlängen 0.02 mm und 0.01 mm verglichen sind. Dazu sind für die Gebietsintegralmethode die Werte des J -Integrals in Abhängigkeit der miteinbe-

zogenen Integrationskonturen angegeben. Die Ergebnisse auf Basis der globalen Energiebilanzbetrachtungen sind ebenfalls als horizontale Linien dargestellt.

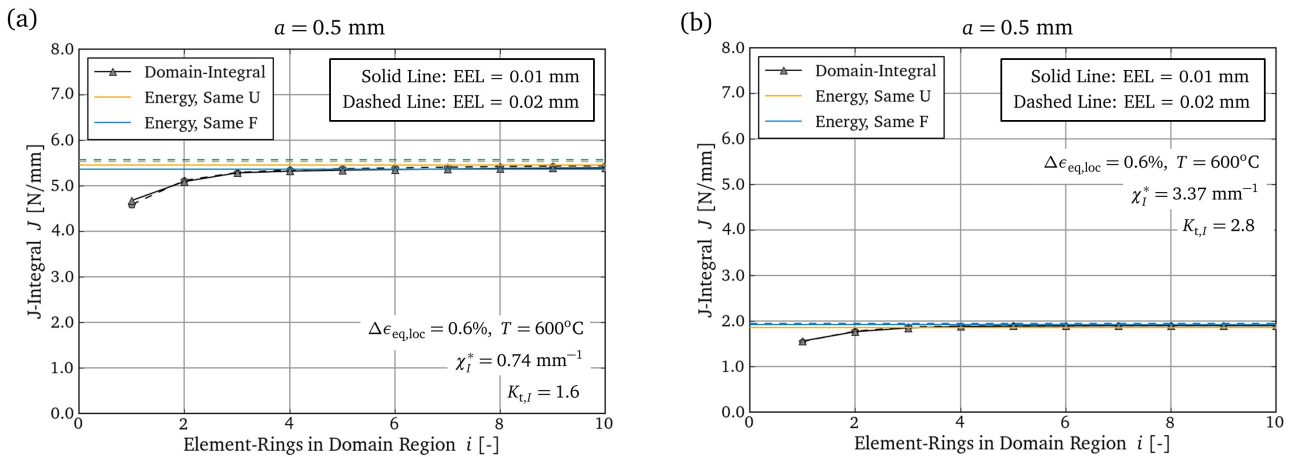


Abbildung 6.2.6: Konvergenzverhalten und Einfluss der Elementkantenlänge bei einer identischen Risstiefe; Vergleich der Gebietsintegralauswertung vs. Ansatz über globale Energiebilanzen, (a) milde Kerbe, (b) scharfe Kerbe

Für die Gebietsintegralmethode lässt sich im Falle eines feineren Netzes eine leicht schnellere Konvergenz feststellen. Der Wert des größten Integrationsgebietes ist jedoch für beide Netzfeinheiten als hinreichend konvergent zu bezeichnen. Die Unterschiede sind lediglich marginal. Im Gegensatz dazu nähert sich das Ergebnis der Auswertung der globalen Energiebilanz dem Wert des Gebietsintegrals für ein feineres Netz dichter an. Die Unterschiede zwischen den Verfahren „Same F“ und „Same U“ (vgl. Abbildung 6.2.4) sind auf numerische Abweichungen und vorgenommene, notwendige Rundungen innerhalb des Gesamt Ablaufs zurückzuführen. Für beide Verfahren und beide Netzfeinheiten beträgt die relative Abweichung zur Gebietsintegrallösung lediglich weniger als 2%.

Zusammenfassend kann festgehalten werden:

„ Unter monotoner Belastung lässt sich der Wert des zyklischen J-Integrals mit Hilfe der Gebietsintegralmethode oder mit Hilfe der Auswertung der globalen Energiebilanzen berechnen, sofern ein verschobenes Koordinatensystem im Sinne der Belastung betrachtet wird und für das Material, welches einem Masing-Verhalten folgt, die geometrisch verdoppelte Fließkurvenbeschreibung verwendet wird. Die betrachteten Elementkantenlängen sind als hinreichend klein zu bezeichnen. Die Netzabhängigkeit der Energieauswertung ist akzeptabel. Die Wahl des Materialmodells (bilinear oder nichtlinear) beeinflusst das Ergebnis der Risspitzenbeanspruchung nicht signifikant.“

6.2.2 Energiebasierter, integrierter Ansatz

Das im folgenden vorgestellte und im Rahmen dieser Arbeit entwickelte Konzept ist bereits im Rahmen der Veröffentlichung [183] diskutiert. In den folgenden beiden Unterkapiteln ist darauf aufbauend die Entwicklung schrittweise erläutert, indem erneut zuerst die generelle Idee ausführlich skizziert und das resultierende Konzept entsprechend umgesetzt und angewendet wird.

6.2.2.1 Skizzen der Konzeptidee und der Konzeptergebnisse

Wie zuvor gezeigt, lässt sich eine zyklisch interpretierbare Version des J -Integrals berechnen, indem separate Berechnungen für verschiedene Risstiefen unter Verwendung einer verdoppelten Fließkurvenbeschreibung durchgeführt werden und das Modell bis zur Schwingbreite oder bis zum Effektivwert der Schwingbreite belastet wird. Dieses Vorgehen bedarf demnach sowohl einer Berechnung der effektiven Belastungsschwingbreite (zyklisch, elastisch-plastische Risswachstumsrechnung) als auch einer Berechnung der Rissspitzenbeanspruchung (monoton, elastisch-plastische Rechnungen verschiedener diskreter Risstiefen). Hinsichtlich der Einsparung von Rechenzeit und -aufwand wäre es demnach anzustreben, statt eines solchen konsekutiven Vorgehens eine Möglichkeit zu entwickeln, die Rissspitzenbeanspruchung bereits im Rahmen der PICC-Rechnung (zyklisch, elastisch-plastische Risswachstumsrechnung) ermitteln zu können. Aktuell liegen hierzu keine Möglichkeiten vor. Gelänge dies dennoch, ist neben dem Vorteil der Rechenzeiteinsparung davon auszugehen, dass auf Basis vergleichender Betrachtungen zum konsekutiven Ansatz ebenfalls ein wichtiger Beitrag zur Beantwortung der Frage ?₂ (vgl. Kapitel 5.2.2) geleistet werden kann:

- ?₂ Ist eine Beschreibung des Spannungs-Dehnungsfeldes nach M_{ASING} auf Basis einer monotonen Belastung und einer jeweiligen Ausgangsrisstiefe a gleichzusetzen mit einem „realen“ zyklisch elastisch-plastischen Verhalten bei dieser Risstiefe a , welches sich auf Basis eines wachsenden Risses und einer sich entsprechend ausbildenden plastischen Nachlaufzone einstellt?

Im Folgenden wird gezeigt werden, dass neben der Beantwortung der Frage ?₂ alle vier in Kapitel 5.2.2 formulierten Fragen durch die neu entwickelte Vorgehensweise zumindest teilweise beantwortet werden können.

Die Möglichkeit der Berechnung des J -Integrals im Rahmen einer PICC-Simulation ist zunächst einmal ohne weitere Maßnahmen ausgeschlossen. Die Auswertung des Gebietsintegrals ist nicht möglich, da insbesondere die entscheidenden Forderungen der Herleitung des J -Integrals nach monotoner Belastung und nichtlinear elastischem Materialverhalten im Sinne der Deformationstheorie im zyklisch Elastisch-plastischen fundamental verletzt sind. Die Betrachtung globaler Energiebilanzen scheint ebenso nicht zielführend, da hier vergleichbare Einschränkungen gelten. Im Sinne der Herleitung ist auch hier zu fordern, dass zwei Risszustände a und $a + da$ zu vergleichen sind, welche einer identischen monotonen Belastung ausgesetzt sind. Auch wird statt von einem elastisch-plastischen von einem nichtlinear elastischen Materialverhalten ausgegangen.

Dennoch seien zunächst verschiedene Kraft-, Verschiebungs- und Energieverläufe betrachtet, welche sich beispielhaft aus einer Berechnung ergeben, wie sie in Abbildung 6.2.7 dargestellt ist. Gezeigt ist ein typisches Ergebnis einer PICC-Simulation zu einem bestimmten Zeitpunkt bzw. einer bestimmten Risstiefe.

Deutlich zu erkennen ist eine plastische Zone im Bereich der Rissflanke, welche sich aufgrund der durchgeführten zyklisch elastisch-plastischen Risswachstumsrechnung sukzessive aufgebaut hat.

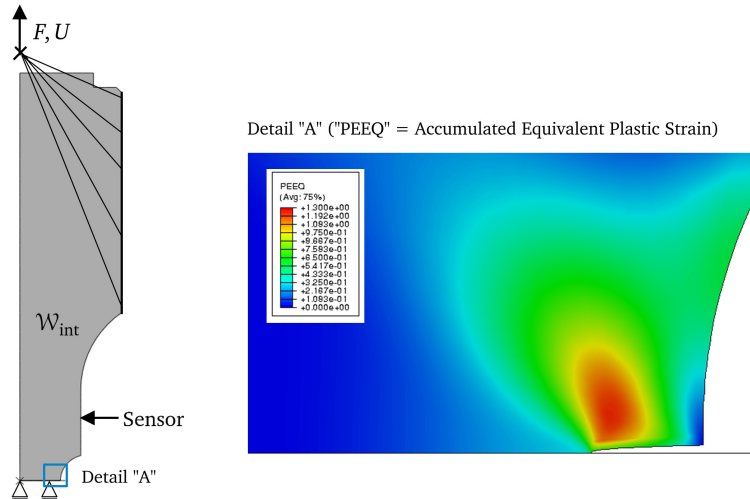


Abbildung 6.2.7: Verteilung der akkumulierten plastischen Vergleichsdehnung zum Zeitpunkt der Maximallast als Ergebnis einer PICC-Simulation bis zu einer spezifischen Risstiefe (Deformation 4-fach vergrößert dargestellt)

Ausgehend vom dargestellten Zustand der Maximallast seien im Folgenden die Verläufe der globalen Kräfte und Verschiebungen und die daraus resultierenden Verläufe der inneren Energie betrachtet, welche sich bei Belastung bis zum Erreichen der Minimallast des Zyklus ergeben. Dies geschieht sowohl für eine Risstiefe a als auch für eine Risstiefe $a + \Delta a$, wobei Δa einen um eine Elementkantenlänge weiter fortgeschrittenen Riss darstellt. Es zeigt sich zunächst die in Abbildung 6.2.8 (a) dargestellte Situation. Zum Verlauf der inneren Energie ist zu bemerken, dass der Wert des plastischen Anteils der inneren Energie ($W_{\text{int,pl}} = \int_V \int_0^{\epsilon_{ij}^{\text{pl}}} \sigma_{ij} d\epsilon_{ij}^{\text{pl}} dV$) in der Darstellung (a) zum Zeitpunkt der Maximallast zu Null gesetzt wurde.

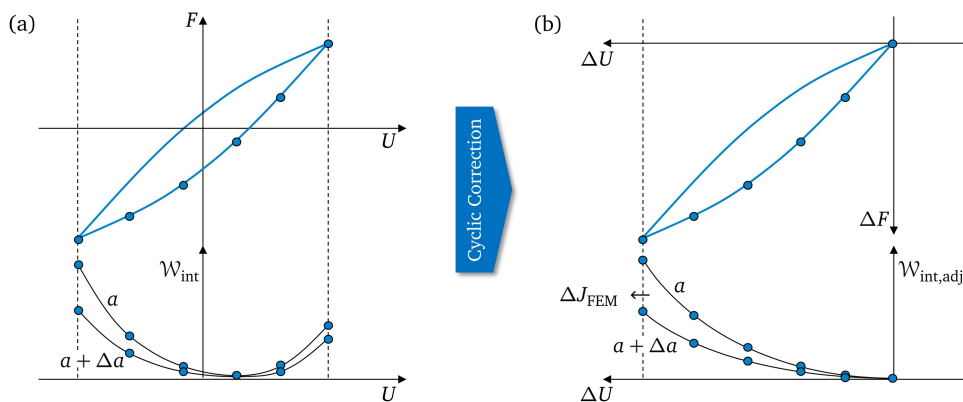


Abbildung 6.2.8: Skizzierte Verläufe der globalen Kräfte und Verschiebungen sowie der resultierenden inneren Energie W_{int} für zwei Risszustände bei Betrachtung des absteigenden Hysteresenhalbbastes innerhalb einer PICC-Simulation. (a) ohne zyklische Korrektur, (b) mit zyklischer Korrektur und neu berechneten, korrigierten Verläufen der inneren Energie $W_{\text{int,adj}}$

Aufgrund des funktionalen Zusammenhangs:

$$d\mathcal{W}_{\text{int}} = F dU , \quad (6.2.1)$$

folgt für den Fall $F = 0$ eine horizontale Tangente des Verlaufs der inneren Energie, wie in Abbildung 6.2.8 (a) ersichtlich. Ebenfalls zu erkennen ist, dass eine auf die Risserweiterungsfläche bezogene Differenz der inneren Energie kaum zu sinnvollen Verläufen des J -Integrals führen wird.

Verfolgt man nun jedoch denselben Gedanken wie im analytischen Fall von DOWLING [95] vorgeschlagen und im Rahmen des konsekutiven Konzeptes ebenfalls umgesetzt (vgl. Abbildung 6.2.1), lässt sich unter Umständen ein bezüglich der Auswertung des J -Integrals plausibler Verlauf der inneren Energien berechnen, sofern eine zyklische Korrektur der berechneten globalen Kräfte und Verschiebungen im Nachhinein durchgeführt wird.

In Abbildung 6.2.8 (b) sind zu diesem Zweck die globalen Kräfte und Verschiebungen zu Beginn, sprich zum Zeitpunkt der Maximallast im Zyklus für beide Zustände a und $a + \Delta a$ zu Null gesetzt. Alle folgenden Werte dieser globalen Größen bei Belastung hin zur Minimallast sind auf diesen zyklischen Umkehrpunkt referenziert, so dass das Beschriebene durch ein in den Punkt der Maximallast verschobenes Koordinatensystem interpretiert werden kann. Die Achsen dieses verschobenen Koordinatensystems repräsentieren damit den Betrag der Schwingbreiten der Kräfte und Verschiebungen. Über die folgenden bekannten Beziehungen (vgl. Gleichung 5.2.1 & 5.2.2) können nun neu referenzierte („adj“ = *adjusted*) Werte der inneren Energie durch Integration unter Verwendung der auf den zyklischen Umkehrpunkt referenzierten globalen Kräfte und Verschiebungen wie folgt berechnet werden:

$$\mathcal{W}_{\text{int,adj},a} = \int_0^{\Delta U_{\text{max}}} \Delta F_a d\Delta U , \quad (6.2.2)$$

$$\mathcal{W}_{\text{int,adj},a+\Delta a} = \int_0^{\Delta U_{\text{max}}} \Delta F_{a+\Delta a} d\Delta U . \quad (6.2.3)$$

Sofern nun zwei Zustände a und $a + \Delta a$ mit identischer Vorgabe einer äußeren Verschiebungsbeanspruchung verglichen werden, entspricht die auf die Risserweiterungsfläche bezogene Energiedifferenz exakt dem Wert des zyklischen J -Integrals. Sofern statt identischer Verschiebungsbeanspruchung Zustände identischer Kraftverläufe verglichen werden, ist der Anteil der Arbeit der äußeren Kräfte entsprechend abzuziehen, so dass auch in diesem Fall eine Ableitung des ΔJ -Integralwertes erfolgen kann (vgl. Gleichung 5.2.3). Durch die Referenzierung bzw. die nachträglich durchgeführte zyklische Korrektur, sind für den Vergleich der inneren Energieverläufe ausschließlich Zustände monotoner Belastung im Sinne einer deformationstheoretischen Beschreibung verglichen. Das vorgeschlagene Vorgehen ist demnach im Einklang mit den Forderungen der Herleitungen (vgl. Kapitel 3.3).

Analog lässt sich diese Auswertung inklusive der durchzuführenden zyklischen Korrektur auch für den Fall des aufsteigenden Hysteresenhalbastes durchführen (vgl. Abbildung 6.2.9 (a) und (b)). In diesem Fall erfolgt die Referenzierung auf den Punkt der Minimallast, so dass ausgehend davon korrigierte Verläufe der inneren Energien berechnet werden können, aus denen sich in analoger Weise der Wert des zyklischen J -Integrals bestimmen lässt.

Die in Abbildung 6.2.8 (b) und Abbildung 6.2.9 (b) skizzierten Verläufe der korrigierten inneren Energien berücksichtigen bisher noch nicht das Ergebnis bzw. die Konsequenz eines geschlossenen Risses.

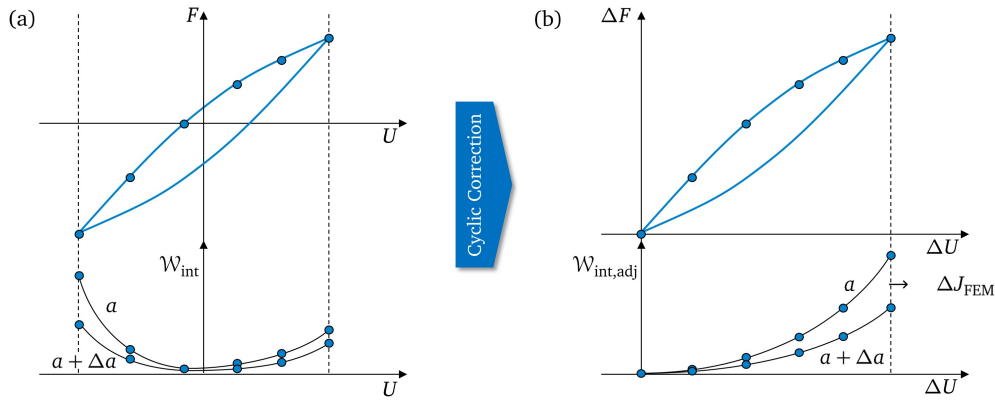


Abbildung 6.2.9: Skizzierte Verläufe der globalen Kräfte und Verschiebungen sowie der resultierenden inneren Energie \mathcal{W}_{int} für zwei Risszustände bei Betrachtung des aufsteigenden Hysteresenhalbastes innerhalb einer PICC-Simulation. (a) ohne zyklische Korrektur, (b) mit zyklischer Korrektur und neu berechneten, korrigierten Verläufen der inneren Energie $\mathcal{W}_{\text{int,adj}}$

Folgender, in Abbildung 6.2.10 dargestellter Einfluss des Risssschließens und Rissöffnens auf die zyklisch neu referenzierten Verläufe der inneren Energien konnte beobachtet werden.

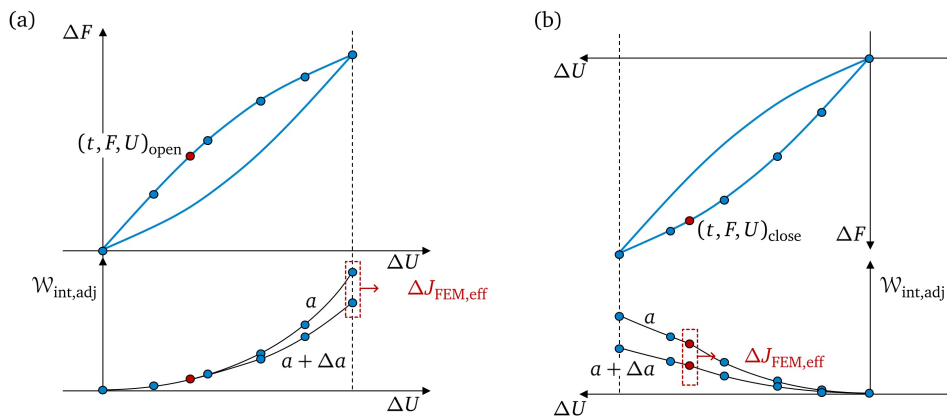


Abbildung 6.2.10: Zum Einfluss des Risssschließens und Rissöffnens auf die zyklisch neu referenzierten Verläufe der inneren Energie; (a) aufsteigender Hysteresenhalbast, (b) absteigender Hysteresenhalbast

Im Falle der Betrachtung des aufsteigenden Hysteresenhalbastes (Abbildung 6.2.10 (a)) ist festzustellen, dass die Verläufe von $\mathcal{W}_{\text{int,adj},a}$ und $\mathcal{W}_{\text{int,adj},a+\Delta a}$ zu Beginn nahezu exakt identisch ausfallen. Erst ab einem gewissen Punkt auf dem Hysteresenhalbast (vgl. rote Punkte in Abbildung 6.2.10 (a)), welcher offensichtlich dem Zeitpunkt des Rissöffnens zuzuordnen ist, zeigen sich Differenzen in den Verläufen beider inneren Energien. Bis zum Zeitpunkt des Rissöffnens ist damit das Ergebnis des berechneten Wertes des zyklischen J -Integrals gleich Null. Für einen geschlossenen Riss wird durch das vorgestellte Konzept demnach inhärent eine Rissspitzenbeanspruchung von Null berechnet, was den allgemeinen Erwartungen entspricht. Der sich zum Zeitpunkt der Maximallast, sprich am Ende des Hysteresenhalbastes einstellende Wert des zyklischen J -Integrals ist damit der Anschauung nach gleichzusetzen mit dem Effektivwert desselben, sprich mit einem um den Anteil des Risssschließens bereinigten Wert.

Bei Betrachtung des absteigenden Hysteresenhalbastes (Abbildung 6.2.10 (b)) ist zu einem bestimmten Punkt im Zyklus ein signifikanter Knick in den berechneten zyklisch neu referenzierten Energieverläufen zu beobachten (vgl. rote Punkte in Abbildung 6.2.10 (b)). Dieser Knick beschreibt ebenfalls offensichtlich

den Zeitpunkt des Risssschließens. Ab diesem Punkt gilt weiter, dass das Maß der berechneten Energiedifferenz nicht mehr alleine auf eine Risserweiterung zurückzuführen ist, da zusätzliche Aspekte wie Steifigkeitsänderung aufgrund des Kontaktes, Umlagerungen im Bereich der Rissflanken und damit verbundene zusätzliche dissipative Anteile in die Energiebilanz mit eingehen. Ab diesem zu beobachtenden Knick ist demnach eine quantitative Auswertung des zyklischen J -Integrals auf Basis der globalen Energiebilanz nicht mehr sinnvoll möglich. Anders ausgedrückt, entspricht der Wert des zyklischen J -Integrals zum Zeitpunkt des Knickes ebenso dem Effektivwert, sprich einem um den Anteil des Risssschließens bereinigten Wert.

„ Mit Hilfe des skizzierten Ansatzes auf Basis der Berechnung zyklisch neu referenzierter Verläufe der inneren Energien ist es potentiell möglich, einen Effektivwert des zyklisch interpretierbaren J -Integrals sowohl für den aufsteigenden als auch für den absteigenden Hysteresenhalbast aus einer PICC-Simulation heraus zu berechnen. “

6.2.2.2 Beispielhafte Konzeptumsetzung

Zusammenfassend sei zunächst das zuvor beschriebene Vorgehen noch einmal in illustrierter Form dem konsektiven Vorgehen in Abbildung 6.2.11 gegenübergestellt.

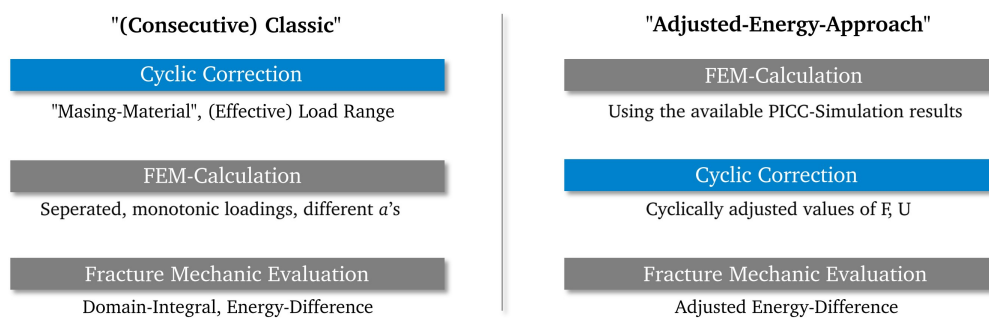


Abbildung 6.2.11: Vergleichende Konzeptdarstellung: Konsekutiver vs. Energiebasierter, integrierter Ansatz

Wie dargestellt, ist das Wesen beider Konzepte die zyklische Korrektur. Während diese Korrektur beim konsektiven Konzept vor der eigentlichen Berechnung eingebracht werden muss, handelt es sich beim entwickelten „Adjusted-Energy-Approach“ im Wesentlichen um einen zugefügten „Post-Processing“-Schritt. Wie bereits erwähnt, sind jedoch zur Rückführung der zyklisch neu referenzierten Energiedifferenzen auf ein J -Integral Zustände gleicher Verformung oder gleicher äußerer Beanspruchung vergleichend zu betrachten. Demzufolge wurde der in Kapitel 6.1 vorgestellte und in Abbildung 6.1.3 illustrierte PICC-Simulationsablauf ergänzt, indem, wie in Abbildung 6.2.12 gezeigt, in einem zu bestimmenden Intervall ausgehend von einer Berechnung bei der Risttiefe a zwei weitere, zusätzliche Zyklen nach Knotenlösen simuliert werden. Bei diesen beiden zusätzlichen Zyklen handelt es sich um „da-Rechnungen“ welche im Vergleich zur zuvor betrachteten Risttiefe a mit exakt identischen Kraft- bzw. identischen Verschiebungszeitverläufen belastet sind. Das Vorgehen ist analog zur in Kapitel 6.2.1.3 skizzierten Vorgehensweise „Same F “ und „Same U “ zu verstehen. Es gibt demnach prinzipiell zwei Möglichkeiten den Wert des zyklisch effektiven J -Integrals, einmal auf dem absteigenden und einmal auf dem aufsteigenden Hysteresenhalbast, zu berechnen. In Abbildung 6.2.12 ist beispielhaft der Ablauf für den Fall „Same F “ bis zum Erreichen einer Risttiefe von 0.5 mm illustriert. Die Berechnung der Rissspitzenbeanspruchung erfolgte hier alle 0.1 mm.

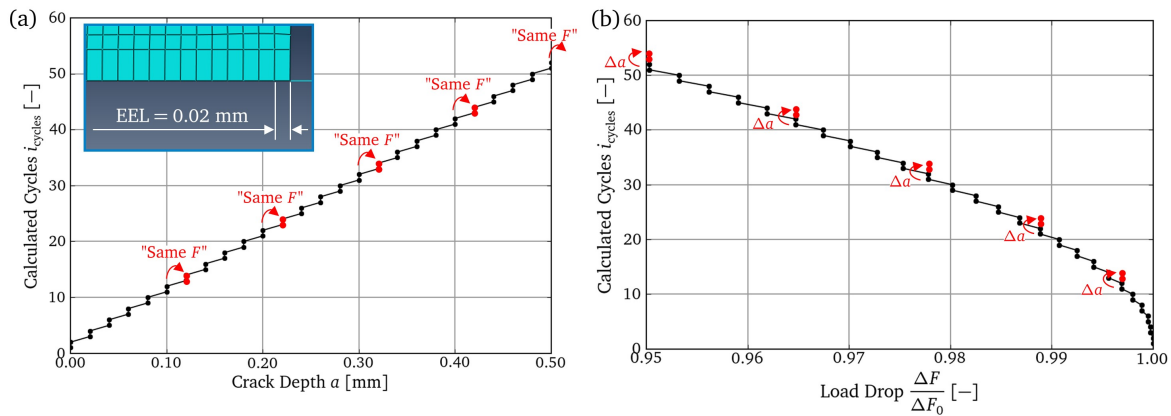


Abbildung 6.2.12: Entwicklung der in der Simulation abgebildeten Anzahl an Zyklen (a) und Verlauf der normierten Lastschwingbreite als Funktion der Risttiefe (b) inklusive Einfügen zusätzlicher „Same F“-Schritte zur Extraktion des J -Integrals, Probentyp RB_m ohne Haltezeit, Berücksichtigung von zwei Zyklen zwischen einem Knotenlösen

In den folgenden Darstellungen ist jeweils das Ergebnis der Anwendung des „Consecutive Classic“-Ansatzes mit der Anwendung des „Adjusted-Energy-Approaches“ gegenübergestellt. Alle Verläufe sind beispielhaft für die zwei bereits mehrfach gezeigten Versuche an gekerbten Rundproben uA16dk75 und uA16dk82 im Sinne „Same U“ ausgewertet. Zur Erläuterung der Auswertung des absteigenden und des aufsteigenden Hysteresenhalbastes dient Abbildung 6.2.13. Die Abbildung 6.2.14 zeigt das Ergebnis der Anwendung der Konzepte an der mild gekerbten Probe uA16dk75 bei einer Risttiefe von $a = 1.0$ mm.

Die linke Hälfte ((a) & (b)) der Abbildung 6.2.14 zeigt die Ergebnisse der Auswertungen des absteigenden Hysteresenhalbastes und die rechte Hälfte ((c) & (d)) die Ergebnisse der Auswertungen des aufsteigenden Hysteresenhalbastes. Die Verläufe, welche mit „(Consecutive) Classic“ bezeichnet sind, stellen wie erwähnt Ergebnisse einer monotonen Beanspruchung und einer direkten Beschreibung des Hysteresenhalbastes bei einer Startrisstiefe von $a = 1.0$ mm dar. Ein Unterschied zwischen absteigendem und aufsteigendem Hysteresenhalbast ist hier nicht möglich, so dass die Verläufe in allen Diagrammen entsprechend der Belastungsrichtung gleichermaßen vergleichend dargestellt sind. Ebenfalls erfolgte im Falle der „(Consecutive) Classic“-Darstellungen keine Korrektur hinsichtlich Risssschließens. Die Ergebnisse „(Consecutive) Classic“ repräsentieren demnach hier und im Folgenden die komplette Schwingbreite.

Wie bereits vorab skizziert, ist in Abbildung 6.2.14 (a) zu sehen, dass bis zu einem Knick im Verlauf des „Adjusted-Energy-Approach“-Ergebnisses die Energieverläufe beider Konzepte nahezu exakt übereinstimmen. Dieses Resultat ist ebenfalls bei Betrachtung des aus den Energiedifferenzen abgeleiteten zyklischen J -Integrals klar zu erkennen. Der Knick markiert damit in der Tat und offensichtlich den Zeitpunkt des Risssschließens, so dass der Wert des zyklischen J -Integrals zum Zeitpunkt des Knickes dem Effektivwert entspricht. Bei Betrachtung des Ergebnisses des aufsteigenden Hysteresenhalbastes, lässt sich feststellen, dass die Energiedifferenz (Abbildung 6.2.14 (c)) und das abgeleitete zyklische J -Integral (Abbildung 6.2.14 (d)) im Falle des „Adjusted-Energy-Approaches“ zunächst Werte von Null aufweisen. Erst ab einer gewissen Last - der Rissöffnungslast - steigt die Rissspitzenbeanspruchung an. Die Endwerte des aufsteigenden Hysteresenhalbastes entsprechen in guter Näherung den Werten zum Zeitpunkt des Knickes des absteigenden Hysteresenhalbastes. Die Effektivwerte des J -Integrals stimmen demnach für den aufsteigenden Hysteresenhalbast (Endwert) und den absteigenden Hysteresenhalbast (Knick) überein. Gleiche Tendenzen sind bei Betrachtung der in Abbildung 6.2.15 dargestellten Verläufe der scharf gekerbten Probe uA16dk82, beispielhaft für eine Risttiefe von $a = 0.5$ mm, zu erkennen.

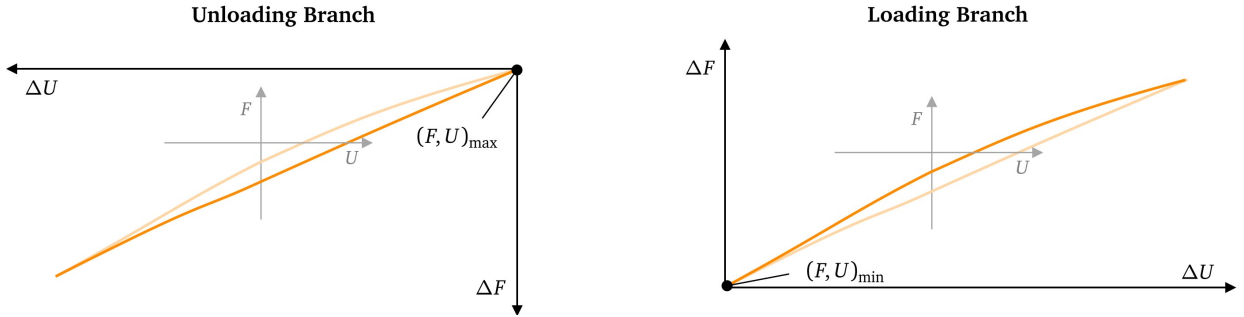


Abbildung 6.2.13: Zur Erläuterung der Auswertung des absteigenden (links) oder aufsteigenden Hysteresenhalbastes (rechts) und der jeweils angegebenen globalen Verschiebungsschwingbreiten ΔU

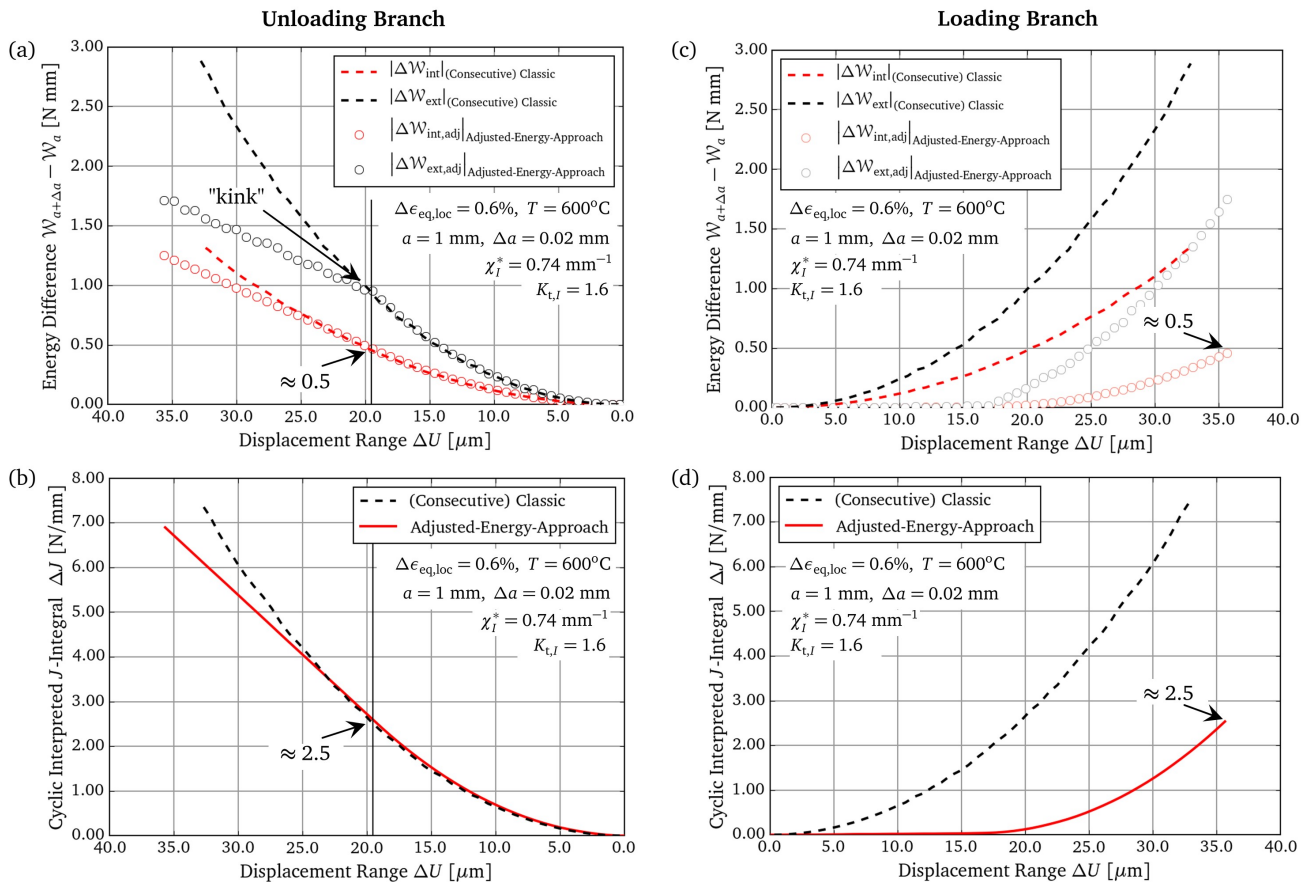


Abbildung 6.2.14: Mild gekerbte Probe ohne Haltezeit, (a) & (b): Gegenüberstellung der Verläufe der globalen Energiedifferenzen und des daraus abgeleiteten J -Integrals für den absteigenden Hysteresenhalbast, (c) & (d): Gleiches für den aufsteigenden Hysteresenhalbast

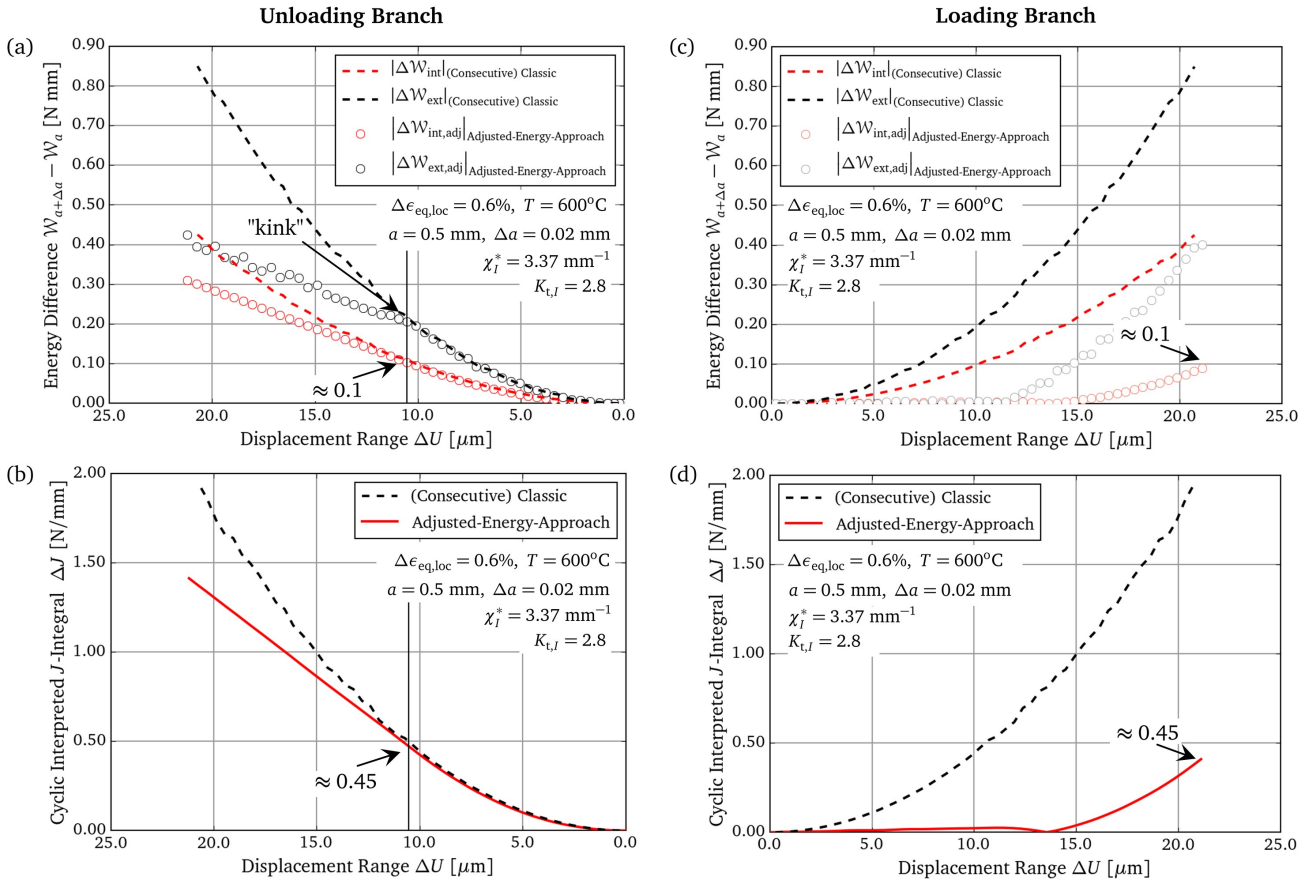


Abbildung 6.2.15: Scharf gekerbte Probe ohne Haltezeit, (a) & (b): Gegenüberstellung der Verläufe der globalen Energiedifferenzen und des daraus abgeleiteten J -Integrals für den absteigenden Hysteresenhalbast, (c) & (d): Gleiches für den aufsteigenden Hysteresenhalbast

Auf Basis der Übereinstimmung der Verläufe der inneren Energien und der abgeleiteten J -Integralwerte des „Consecutive Classic“-Ansatzes und des „Adjusted-Energy-Approaches“ ist die zuvor gestellte Frage $\textcolor{teal}{?}_2$ (vgl. Kapitel 5.2.2) zumindest für die gezeigten Fälle beantwortet:

- $\textcolor{teal}{?}_2$ Ist eine Beschreibung des Spannungs-Dehnungsfeldes nach MASING auf Basis einer monotonen Belastung und einer jeweiligen Ausgangsrisstiefe a gleichzusetzen mit einem „realen“ zyklisch elastisch-plastischen Verhalten bei dieser Risstiefe a , welches sich auf Basis eines wachsenden Risses und einer sich entsprechend ausbildenden plastischen Nachlaufzone einstellt?

Die Resultate beider Beschreibungsansätze (Spannungs-Dehnungsfeldes nach MASING auf Basis einer monotonen Belastung = „Consecutive Classic“ vs. reales, zyklisch elastisch-plastisches Verhalten = „Adjusted-Energy-Approach“) zeigen, dass offensichtlich beide Varianten für die betrachteten Fälle als gleichwertige Beschreibungen anzusehen sind.

Ebenso folgt auf Basis der gezeigten Übereinstimmung ein Beitrag zur Beantwortung der Frage $\textcolor{teal}{?}_1$:

- $\textcolor{teal}{?}_1$ Bildet sich im zyklisch Elastisch-plastischen tatsächlich ein HRR-Feld aus, so dass das J -Integral begründbar als Intensitätsparameter interpretiert werden kann?

Die zyklisch elastisch-plastische Rissspitzenbeanspruchung ist im Sinne des „Adjusted-Energy-Approaches“ zunächst gänzlich auf eine auf die Fläche der Risserweiterung bezogene Energiebetrachtung zurückzuführen. Das J -Integral muss damit nicht notwendigerweise als Intensitätsparameter interpretiert wer-

den. Unstrittig ist jedoch, dass das J -Integral unter einer monotonen Belastung die Intensität des Spannungsnahfeldes beschreibt („Consecutive Classic“). Die Tatsache, dass beide Ansätze identische Verläufe des zyklischen J -Integrals produzieren, lässt darauf schließen, dass auch unter einer zyklisch elastisch-plastischen Beanspruchung das J -Integral zur Quantifizierung der Rissspitzenbeanspruchung verwendet werden kann.

Die gestellte Frage ?₃:

- ?₃ Eine FEM-basierte Berechnung des Risssschließens besitzt insbesondere aufgrund der aktuell existierenden Diversität an Definitionen eines geschlossenen Risses eine entsprechende Unsicherheit bzw. bei Wahl von knotenbasierten Kriterien eine inhärente Netzabhängigkeit. Wie lässt sich dieses Problem umgehen, um zu einer zu fordernden robusten Lösung des Risssschließens und damit des Effektivwerts der Rissspitzenbeanspruchung zu gelangen?

ist ebenfalls beantwortet, da wie gezeigt, der „Adjusted-Energy-Approach“ ohne inhärentes Risssschließ- oder Rissöffnungskriterium auskommt, da der Endwert der Auswertung des aufsteigenden Hysteresenhalbastes direkt den Effektivwert darstellt.

In Abbildung 6.2.16 sind abschließend sämtliche Ergebnisse der berechneten Rissspitzenbeanspruchung für alle Versuche an gekerbten Rundproben ohne Haltezeit gegenübergestellt. Hierbei sind auf der linken Seite die Ergebnisse der berechneten Rissspitzenbeanspruchung der mild gekerbten Proben gezeigt und auf der rechten Seite die Ergebnisse der scharf gekerbten Varianten. Zum besseren Vergleich beider Kerbformen sind die Diagramme für jeweils gleiche örtliche Beanspruchungen identisch skaliert. Der spannungsgradienten begründete Unterschied ist deutlich zu erkennen. Für den Ansatz „(Consecutive) Classic“ erfolgte, wie zuvor beschrieben, keine vorgeschaltete Berücksichtigung des Risssschließens. Auf Basis des „Adjusted-Energy-Approaches“ hingegen können wie zuvor gezeigt direkt Effektivwerte als Ergebnis angegeben werden. In Abbildung 6.2.16 ist damit ebenfalls der Unterschied des Effektivwertes zum vollen zyklischen J -Integral dargestellt. Eine adäquate Berücksichtigung des Risssschließens spielt demnach eine dominante und fundamentale Rolle. Für alle gezeigten Fälle konnten durch Anwendung des „Adjusted-Energy-Approaches“ nahezu exakt gleiche Werte des effektiven J -Integrals für den auf- und den absteigenden Hysteresenhalbast ermittelt werden.

„ Das entwickelte Konzept namens „Adjusted-Energy-Approach“ erlaubt die Beantwortung der Fragen ?₁, ?₂ und ?₃. Auf Basis dessen konnten plausible Werte der effektiven Rissspitzenbeanspruchung für die mechanisch kurzen Risse der Versuche an gekerbten Rundproben ohne Haltezeit rechnerisch, FEM-basiert bestimmt werden. Ebenso konnte erstmals gezeigt werden, dass die Effektivwerte des zyklischen J -Integrals für den aufsteigenden und den absteigenden Hysteresenhalbast identisch sind. “

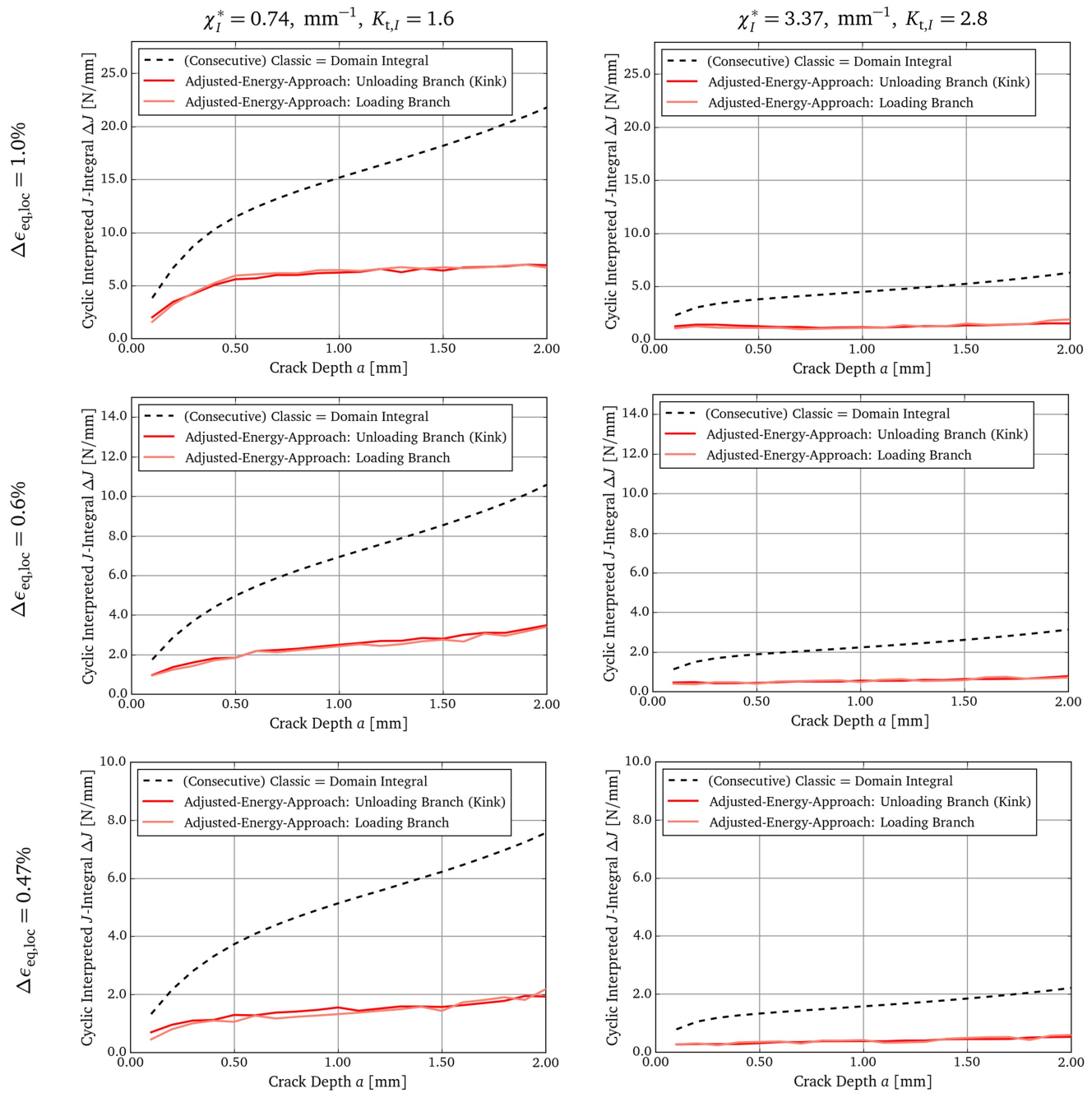


Abbildung 6.2.16: Berechnete zyklisch effektive Rissspitzenbeanspruchung für alle isothermen Versuche an gekerbten Rundproben ohne Haltezeit (EEL = 0.02 mm)

Auf Basis dieses Modellaufbaus und der gezeigten Vernetzung im Bereich der modellierten Rissspitze lässt sich zum einen das Gebietsintegral auswerten. Zum anderen kann ebenfalls der Parameter C_t bzw. $(C_t)_{\text{avg}}$ auf Basis entsprechender globaler Energieratenbetrachtungen ermittelt werden.

Um die direkte Bestimmung von C_t rein auf Basis von FEM-Berechnungsergebnissen zu ermöglichen, sei zunächst Abbildung 6.3.2 betrachtet.

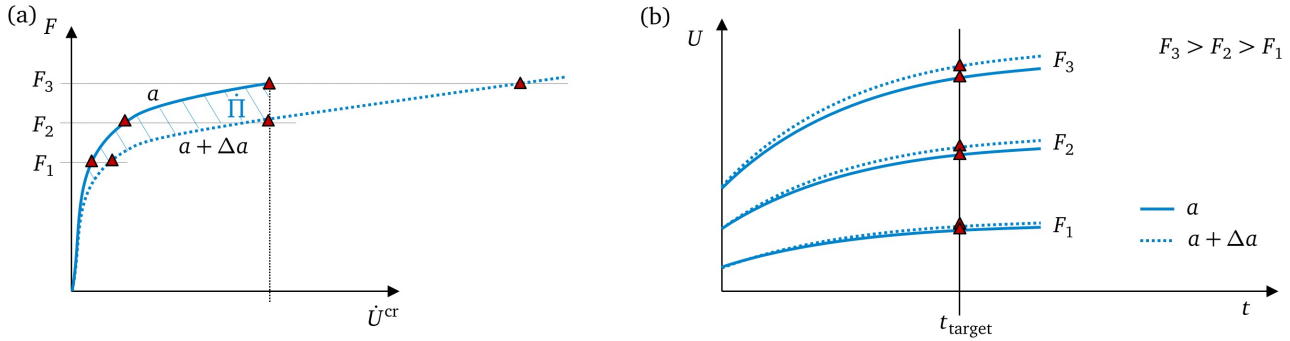


Abbildung 6.3.2: Zur Berechnung der viskoplastischen Rissspitzenbeanspruchung auf Basis globaler Energiedifferenzen

Abbildung 6.3.2 (b) zeigt beispielhaft die zeitlichen Verläufe der globalen Verschiebung für drei Belastungsniveaus und einer Risslänge a sowie einer Risslänge $a + \Delta a$. Wie zuvor beschreibt $a + \Delta a$ einen um eine Elementkantenlänge verlängerten Riss. Zur Berechnung der schraffierten Fläche in Abbildung 6.3.2 (a), welche zur Bestimmung von C_t erforderlich ist, ist für alle in Abbildung 6.3.2 (b) gezeigten Zustände zu einer definierten Zeit t_{target} die jeweilige Rate der globalen Verschiebung aufgrund Kriechens zu bestimmen. Im Rahmen der FEM lässt sich diese Rate auf Basis der dem Kriechen zuzuordnenden inneren Energie bestimmen:

$$\mathcal{W}_{\text{int}}^{\text{cr}} = \int_V \int_0^{\epsilon_{ij}^{\text{cr}}} \sigma_{ij} \, d\epsilon_{ij}^{\text{cr}} \, dV \quad . \quad (6.3.2)$$

Dieser Energiewert steht beispielsweise innerhalb ABAQUS zu jedem Zeitpunkt als Ergebnisgröße der FEM-Berechnung zur Verfügung. Mit Hilfe dessen lässt sich nun zusammen mit der Kenntnis der globalen Belastung die globale Verschiebung aufgrund Kriechens wie folgt ermitteln:

$$U^{\text{cr}} = \int_0^{\mathcal{W}_{\text{int}}^{\text{cr}}} \frac{1}{F} \, d\mathcal{W}_{\text{int}}^{\text{cr}} \quad . \quad (6.3.3)$$

Durch einfache zeitliche Ableitung von U^{cr} zur Zeit t_{target} für die untersuchten Risstiefen und Kraftniveaus stehen damit entsprechende Stützstellen zur Verfügung, um die schraffierte Fläche in Abbildung 6.3.2 (a) bzw. die Rate des Potentials $\dot{\Pi}$ und damit C_t nach Gleichung 3.3.33 geeignet zu ermitteln. Noch einmal sei an dieser Stelle betont, dass die Berechnung von $C_t|_{F_3, t_{\text{target}}}$ die Kenntnis von \dot{U}^{cr} bei verschiedenen Kräften $< F_3$ erfordert. Für das in Abbildung 6.3.1 gezeigte Beispiel stehen für die Berechnung von $C_t|_{6.6 \text{ kN}}$ insgesamt drei weitere Kraftniveaus und damit Stützstellen zur Berechnung von $\dot{\Pi}$ zur Verfügung. Anders ausgedrückt, waren hier in Summe vier Berechnungen notwendig bzw. wurden durchgeführt, um den Wert C_t bei lediglich einem gesuchten Belastungsniveau zu ermitteln.

Die für diese Arbeit entscheidende Frage ist nun, ob sich mit dieser Umsetzung generell auch Werte von C_t für den Fall einer rampenförmigen, sprich einer sich zeitlich ändernden äußeren Beanspruchung

entsprechend einer Sekundärbeanspruchung berechnen lassen. Ein solcher Fall ist in Abbildung 6.3.3 skizziert.

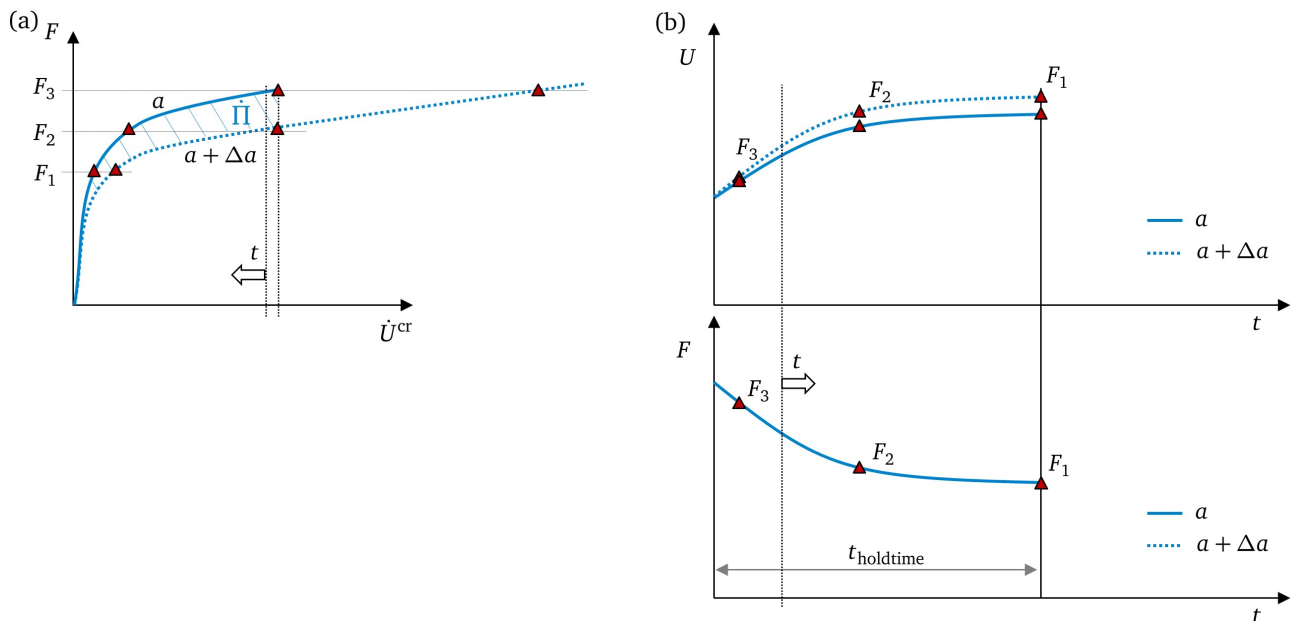


Abbildung 6.3.3: Zur Berechnung der viskoplastischen Risspitzenbeanspruchung auf Basis globaler Energiedifferenzen unter einer verformungskontrollierten Beanspruchung während der Haltezeit

Der untere Teil von Abbildung 6.3.3 (b) zeigt hierbei zunächst beispielhaft das Ergebnis einer sich zeitlich ändernden äußeren Beanspruchung. Im oberen Teil ist das Ergebnis der resultierenden globalen Verschiebung dargestellt. Interessanterweise stehen als Ergebnis einer einzigen Rechnung nun offensichtlich Ergebnisse bei verschiedenen Kräften zur Verfügung, welche gerade zur Berechnung von $\dot{\Pi}$ erforderlich sind. Eine einzige Berechnung ermöglicht damit die Konstruktion des in Abbildung 6.3.3 (a) skizzierten Diagramms. Die Rate der globalen Verschiebung \dot{U}^{cr} aufgrund Kriechens lässt sich wie zuvor mit Gleichung 6.3.3 bzw. 6.3.2 berechnen.

Das Ergebnis kann wie folgt interpretiert werden: Die in Abbildung 6.3.3 (a) dargestellte schraffierte Gesamtfläche entspricht der Energiefreisetzungsrate zum Zustand der höchsten Kraft und damit dem Anfangszustand zu Beginn der Relaxation aufgrund der Haltezeit. Die Fläche, welche sich bis zum Relaxationsendwert F_1 aufspannt, beschreibt den Endwert der Energiefreisetzungsrate zum Ende der Haltezeit. Als Ergebnis resultiert ein typischer degressiver Verlauf von C_t für die berechnete Haltezeit.

Einschränkend zu bemerken ist, dass zur Konstruktion von Abbildung 6.3.3 (a) künstlich Zustände verschiedener Zeiten verknüpft worden sind. Dieses Vorgehen ist demnach physikalisch nur dann sinnvoll, sofern etwaige zeitabhängige Verfestigungsvorgänge und damit verbundene Kriechratenänderungen innerhalb der betrachteten Haltezeiten als klein angesehen werden können. Nur in diesem Fall können die Zustände F_3 , F_2 , F_1 als zeitlich- bzw. historienunabhängig interpretiert werden. Für ein zeitinvariantes reines Potenzgesetz ist diese Voraussetzung im Allgemeinen erfüllt. Kommen höherwertige Kriechformulierungen zum Einsatz, ist der vorgestellte Ansatz als ingenieurmäßig zu interpretieren und geeignet zu überprüfen.

Das Ergebnis der berechneten Risspitzenbeanspruchung für den Fall des in Abbildung 6.3.1 gezeigten CT-Proben-Beispiels ist zunächst für den Fall einer konstanten Belastung von 6.6 kN in Abbildung 6.3.4 (a) dargestellt.

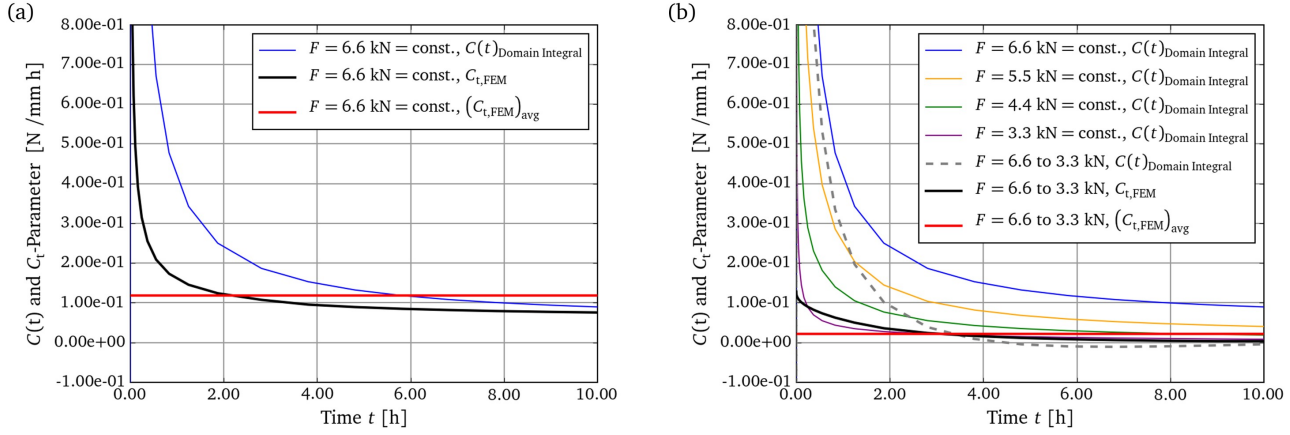


Abbildung 6.3.4: Verlauf der viskoplastischen Risspitzenbeanspruchung als Funktion der Zeit für das Modell der CT-Probe im ebenen Spannungszustand unter Vorgabe verschiedener Belastungen:
(a) Darstellung der Ergebnisse verschiedener Berechnungsmethoden bei $6.6 \text{ kN} = \text{const.}$,
(b) Darstellung der Ergebnisse verschiedener Berechnungsmethoden bei $6.6 \text{ kN} \rightarrow 3.3 \text{ kN}$ inkl. der Gebietsintegrallösung der weiteren Fälle konstanter Lasten

Für die Gebietsintegralmethode ist jeweils das Ergebnis der letzten Kontur gezeigt. Zum Ende der Haltezeit konnte ein nahezu wegunabhängiges Resultat nachgewiesen werden. Neben der Lösung der Gebietsintegralmethode wurde auf Basis der Beschreibungen zuvor der Parameter C_t bzw. $(C_t)_{\text{avg}}$ (vgl. Gleichung 3.3.34) ausgewertet. Zur Berechnung dieser energiebasierten Parameter wurden ebenso die Ergebnisse der Beanspruchungsniveaus 5.5 kN, 4.4 kN und 3.3 kN entsprechend Abbildung 6.3.2 verwendet. Unter Betrachtung von Abbildung 6.3.4 (a) sei zunächst festgehalten, dass für den hier rechnerisch abgebildeten Kurzzeitbeanspruchungsfall die bereits in [112, 113] gezeigte generelle Tendenz bestätigt ist, dass der Parameter C_t kleinere Risspitzenbeanspruchungen im Vergleich zu $C(t)$ vorhersagt. Ebenfalls ist die Tendenz ersichtlich, dass sich die Ergebnisse von C_t und $C(t)$ bei Betrachtung längerer Zeiten einem gemeinsamen Wert annähern.

Im Falle der unter anderem in Abbildung 6.3.4 (b) dargestellten rampenförmigen Beanspruchungssituation stellen sich negative Werte für $C(t)$ ein, was gänzlich unphysikalisch und unplausibel scheint. Ursächlich hierfür scheint, wie bereits in Kapitel 3.3.3 angegeben, der zweite Term des Integranden der $C(t)$ -Formulierung, welche an dieser Stelle nochmals wiederholt ist:

$$C(t) = \lim_{r_\Gamma \rightarrow 0} \int_{\Gamma} \left(\dot{u} \, dx_2 - t_i \frac{\partial \dot{u}_i}{\partial x_1} ds \right) . \quad (6.3.4)$$

Im Falle einer sich zeitlich ändernden äußeren Beanspruchung gilt zunächst stets $\dot{\epsilon}_{ij}^{\text{elastic}} \neq 0$. Die dadurch resultierende Rate der Verschiebungsänderung \dot{u}_i von ebenfalls $\neq 0$ geht zwar in die Berechnung des Integrals von Gleichung 6.3.4 ein, ist jedoch rein mit der Belastungsvorgabe begründet und nicht auf viskoplastische, für die Risspitzenbeanspruchung maßgebliche Effekte zurückzuführen. Der Wert des Integrals $C(t)$ verliert demnach bei äußerlich veränderlichen Lasten seine Gültigkeit.

Das entsprechend des in Abbildung 6.3.3 skizzierten Vorgehens produzierte Ergebnis des Parameters C_t bzw. $(C_t)_{\text{avg}}$ ordnet sich im Vergleich dazu wie erwartet ein und liegt tendenziell leicht unterhalb der Lösungen der Gebietsintegralmethoden der Berechnungen mit konstant gehaltenen Kräften. Nochmals bemerkt sei an dieser Stelle, dass lediglich der Verlauf der globalen Kraft und der kriechbezogenen Energie der rampenförmigen Beanspruchung als Eingangsgrößen zur Berechnung von C_t bzw. $(C_t)_{\text{avg}}$ verwendet worden sind und somit innerhalb dieses neu entwickelten Ansatzes ausschließlich reine viskoplastisch motivierte Ratenänderungen Berücksichtigung finden. All diese Eingangsgrößen stehen prinzipiell ebenso als Ergebnis einer PICC-Simulation zur Verfügung. Die Auswertung des Parameters C_t bzw. $(C_t)_{\text{avg}}$ auf Basis des beschriebenen Vorgehens scheint demnach exzellent geeignet zu sein, um die Risspitzenbeanspruchung innerhalb der Haltezeiten der durchgeführten Versuche an gekerbten Proben im Rahmen eines weiteren PICC-„Post-Processing“-Schritts zu quantifizieren (vgl. rechte Seite der Abbildung 5.2.2). Es folgen entsprechende Umsetzungen und Ergebnisdarstellungen.

6.3.2 Beispielhafte Konzeptumsetzung

6.3.2.1 Ertüchtigung der Kriechbeschreibung

Bevor die Anwendung der Extraktion von C_t bzw. $(C_t)_{\text{avg}}$ aus einer PICC-Simulation heraus gezeigt wird, sei zunächst noch einmal das Verhalten der für die Nachrechnung der Versuche an gekerbten Proben verwendeten Kriechgleichung im zyklischen Fall beleuchtet. Zur möglichst exakten Abbildung der stattfindenden Relaxation und Akkumulation von Kriechdehnung innerhalb der experimentell dargestellten Haltezeiten ist im Allgemeinen eine Kriechformulierung zu empfehlen, welche in der Lage ist, einen weiten Spannungsbereich adäquat zu beschreiben. Vor dem Hintergrund dieser Anforderung kommt für die Nachrechnung der gekerbten Versuche die in Kapitel 3.2.4 eingeführte und im Anhang B dargestellte modifizierte Garofalo-Formulierung zum Einsatz.

Das Gleichungssystem steht bereits als „User-Subroutine“ zur Anwendung in ABAQUS zur Verfügung. Die Subroutine wurde im Rahmen diverser Vorgängervorhaben (vgl. [192]) zur Nachrechnung stationärer Primärlastfälle entwickelt und bildet eine klassische Dehnungsverfestigungsregel ab (vgl. Kapitel 3.2.3.2). Die Verfestigung ist hierbei anhand der Vergleichskriechdehnung nach von Mises gesteuert. Im Fall einer zyklischen Beanspruchung hat dies jedoch die unerwünschte Konsequenz, dass positive wie negative äußere Beanspruchungen aufgrund der stets positiven Vergleichskriechdehnung dazu führen, dass es zyklensweise zu einem Anstieg des simulierten Verfestigungsverhaltens bzw. zu einer Reduktion der Primärkriechdehnrates kommt. Bei Betrachtung typischer Ergebnisse von Haltezeitversuchen am untersuchten Werkstoff ist dies so jedoch nicht zu beobachten. Vielmehr zeigen sich weitestgehend identische Relaxationsbeträge für Zug und Druck, welche ebenfalls nahezu zyklenzahlunabhängig ausfallen. Abbildung 6.3.5 (a) zeigt die experimentell ermittelte Hysterese bei halber Anrisslebensdauer eines LCF-Versuchs mit 3-minütiger Haltezeit an einer glatten Probe aus dem Werkstoff uA1 bei 600°C. Im Vergleich dazu ist ebenfalls das FEM-Berechnungsergebnis unter Einsatz des Garofalo-Kriechmodells in Kombination mit dem bereits in Kapitel 6.1 eingeführten nichtlinearen elastisch-plastischen Materialmodell „Combined Hardening“ dargestellt. Es wurden in Summe drei Zyklen simuliert. Die rote Linie repräsentiert das Ergebnis der klassischen Dehnungsverfestigungsregel („Global Strain Hardening“). In Abbildung 6.3.5 (b) ist ersichtlich, dass aufgrund der implementierten Verfestigungsregel bereits nach wenigen Zyklen die Kriechdehnrates so stark reduziert ist, dass die Relaxationsbeträge von der Nachrechnung deutlich unterschätzt werden.

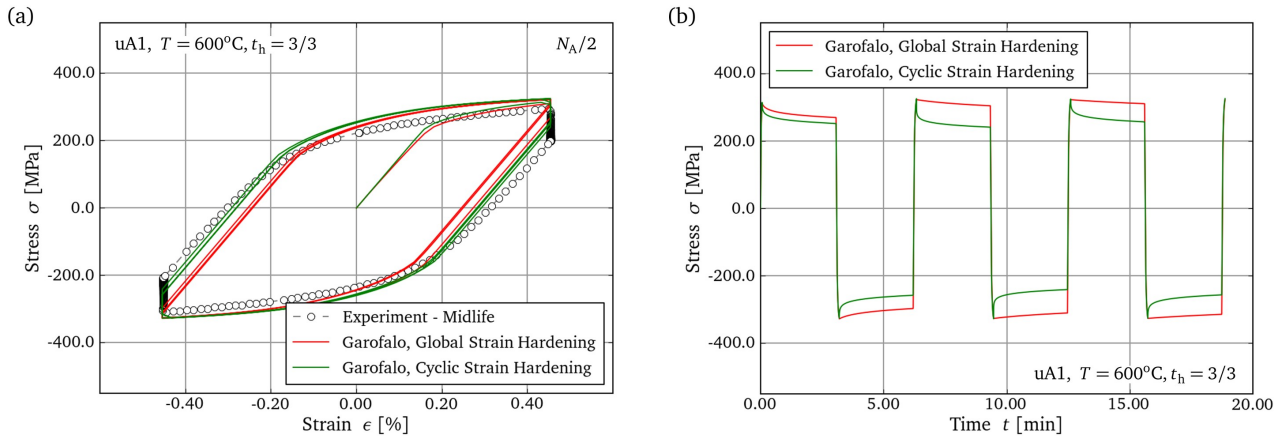


Abbildung 6.3.5: Nachrechnung eines Haltezeitversuchs an einer glatten Probe mit zwei verschiedenen Verfestigungsansätzen innerhalb der verwendeten Garofalo-Kriechroutine

Um hier notwendige Abhilfe zu schaffen und die Formulierung im Sinne der experimentellen Übereinstimmung zu verbessern, wurde die implementierte Verfestigungsregel, orientiert an dem analytischen Vorgehen in [193], wie folgt modifiziert.

Zunächst wurde die Kriechroutine während der vergleichsweise schnellen Belastungs- und Lastumkehrphasen ($\dot{\epsilon}_{eq,loc} = 6\%/min$) deaktiviert, um numerischen Instabilitäten während der ABAQUS-internen Integration vorzubeugen. Als wesentliche Maßnahme wurde weiter vor dem Start einer jeweiligen Haltezeit die bis dahin akkumulierte Vergleichskriechdehnung zu Null gesetzt. Dies wird durch eine entsprechende, mit der Routine zur Dehnungsregelung synchronisierte tabellarische Vorgabe realisiert. Somit beginnt eine sich jeweils anschließende Haltezeitphase stets mit dem maximalen Betrag der Primärkriechdehnrate. Das Ergebnis dieser Vorgehensweise zeigen die grünen Linien („Cyclic Strain Hardening“) in Abbildung 6.3.5. Die experimentelle Übereinstimmung ist nun deutlich verbessert. In Abbildung 6.3.5 (b) ist ebenso deutlich ersichtlich, dass die Relaxationsbeträge nun stabil verbleiben und sich, wie experimentell zu beobachten (Abbildung 6.3.5 (a)), nahezu unabhängig zur absolvierten Zyklenzahl verhalten. Dies entspricht wie erwähnt für symmetrische Zyklen, sprich für ein R -Verhältnis von -1 , dem realen Verhalten, da sich die in den Haltezeiten aufbauenden Druck- und Zugkriechbeträge stets nahezu zu einer akkumulierten vorzeichenbehafteten Gesamtkriechdehnung von nahe Null aufheben. Für unsymmetrische Zyklen ist unter Umständen eine weitere, allgemeingültige Ertüchtigung der Routine notwendig. Die hier umgesetzte „Cyclic Strain Hardening“-Variante kommt zur im folgenden Unterkapitel gezeigten Nachrechnung der Versuche an gekerbten Proben mit Haltezeit ausschließlich zum Einsatz.

6.3.2.2 Konkrete Umsetzung und Ergebnisse

Zur Berechnung des C_t -Parameters innerhalb der Haltezeiten der Versuche an gekerbten Rundproben wurden prinzipiell zwei Wege verfolgt. Ähnlich wie bei der Berechnung des zyklischen J -Integrals wurde zum einen eine Vorgehensweise entwickelt, welche auf voneinander unabhängigen separaten Berechnungen bei verschiedenen Risstiefen aufbaut. Dieses Vorgehen ähnelt demnach dem zuvor diskutierten konsekutiven Ansatz und erfordert keine transiente Simulation eines wachsenden Risses. Der Ansatz wird mit „Static“ bezeichnet. Der zweite verfolgte Weg ist, orientiert am „Adjusted-Energy-Approach“, vollständig integriert in die PICC-Simulation und berücksichtigt demnach, so gut wie möglich, die sich

real einstellende viskoplastisch transiente Spannungs- und Dehnungsverteilung unter einem sukzessiv wachsenden Riss. Dieser Weg wird im Folgenden als „Cyclic“ bezeichnet.

Das Prozedere der Option „Static“ ist weitestgehend analog zur vorgestellten Vorgehensweise im Rahmen der Nachrechnungen der vereinfachten CT-Probe zu sehen (vgl. Kapitel 6.3.1). Nach einem rampenförmigen Aufprägen der maximalen Zugbelastung, entsprechend des Sollwerts der globalen Extensometerdehnung, wird diese Extensometerdehnung innerhalb der FEM für die Dauer der Haltezeit konstant gehalten. Realisiert ist dies, wie mehrfach erwähnt, durch eine entsprechende Regelungssubroutine, welche einen PID-Regler abbildet. Dieser regelt die einzuleitende Kraft in der FEM-Simulation so, dass die Ist-Dehnung am Extensometerknoten innerhalb einer gewissen Fehlerschranke dem vorgegebenen Sollwert entspricht. Nach Abschluss dieser Berechnung wird innerhalb eines PYTHON-Workflows automatisiert eine zweite unabhängige Berechnung gestartet, welche einen um eine Elementkantenlänge weiter gerissenen Zustand $a + \Delta a$ repräsentiert. Dieses Modell wird nun jedoch ohne den Einsatz der Regelungssubroutine belastet. Stattdessen werden exakt die Kraftwerte der vorherigen Berechnung bei der Risstiefe a vorgegeben. So ist sichergestellt, dass sowohl der Kraftwert zu Beginn der Haltezeit als auch der Kraftwert zum Ende der Haltezeit und alle Kraftwerte dazwischen für die hinsichtlich der Energierate zu vergleichenden Zustände a und $a + \Delta a$ exakt übereinstimmen. Demzufolge ist eine zur Abbildung 6.3.3 identische Grundlage an Berechnungsergebnissen gewonnen, welche die Ermittlung des Parameters C_t bzw. $(C_t)_{\text{avg}}$ für verschiedene Risstiefen erlaubt.

Im Falle der direkten Integration als „Post-Processing“-Schritt im Rahmen der PICC-Rechnung (vgl. rechte Seite von Abbildung 5.2.2), spricht im Falle der Umsetzung „Cyclic“, wird im Wesentlichen ein identischer Ansatz verfolgt. Nach Erreichen der Risstiefe a und abgeschlossener Berechnung der vorgegebenen zwei Zyklen bei dieser Risstiefe im Sinne der PICC-Simulation (vgl. Kapitel 6.1), wird der Kraft-Zeitverlauf des letzten Zyklus zunächst intern gespeichert. Anschließend erfolgt der nächste Knotenlöseschritt und die Berechnung wird für weitere zwei Zyklen fortgesetzt. Nun allerdings nicht mehr mit aktivierter Regelungssubroutine sondern unter Vorgaben der gespeicherten Kraft-Zeitverläufe der Risstiefe a . Durch Vergleich der Zug-Haltezeiten der jeweils letzten beiden Zyklen der Risstiefe a und $a + \Delta a$ unter identischer Kraft-Zeitbelastung stehen wiederum alle notwendigen Ergebnisse zur Berechnung des Parameters C_t bzw. $(C_t)_{\text{avg}}$ (vgl. Abbildung 6.3.3) zur Verfügung. Im Anschluss wird wieder in den konventionellen PICC-Berechnungsablauf gewechselt. Hierzu werden die beiden Zyklen, welche zur Auswertung der Rissspitzenbeanspruchung notwendig waren, gelöscht und die konventionelle PICC-Simulation bei der Risstiefe a fortgesetzt.

Die Auswertung des zyklischen J -Integrals kann nach der Methode des „Adjusted-Energy-Approaches“ jeweils für den Be- und Entlastungsast unverändert, spricht exakt so wie in Kapitel 6.2.2 für die Fälle ohne Haltezeit beschrieben, erfolgen.

Innerhalb der Zug-Haltezeiten wird demnach die viskoplastische Rissspitzenbeanspruchung anhand des Parameters C_t bzw. $(C_t)_{\text{avg}}$ berechnet. In der Druck-Haltephase sind in allen betrachteten Fällen die Risse geschlossen, so dass hier keine Auswertung der Rissspitzenbeanspruchung notwendig ist. Innerhalb der Be- und Entlastungsphasen wird die elastisch-plastische Rissspitzenbeanspruchung anhand des zyklisch, effektiven J -Integrals mit Hilfe des „Adjusted-Energy-Approaches“ ermittelt. Wie zuvor erwähnt, sind für eine PICC-Simulation sämtliche Risstiefen im Abstand der Elementkantenlänge bis zur Zielrisstiefe zu simulieren. Die Auswertung „Cyclic“ kann jedoch genauso wie die Auswertung des „Adjusted-Energy-Approaches“ ebenso gut in einem beliebig größeren Intervall auf Basis der Ergebnisse der PICC-Simulation durchgeführt werden (vgl. Abbildung 6.2.12).

In Abbildung 6.3.6 ist das Ergebnis der Auswertung der Rissspitzenbeanspruchung innerhalb der Zughaltezeit einer mild und einer scharf gekerbten Rundprobe mit 3 min Haltezeit und gleicher örtlicher Beanspruchung im Sinne der Auslegung der Proben verglichen. Dargestellt sind die Versuche uA16dk73 und uA16dk86, welche dem mittleren Beanspruchungsniveau der Serie entsprechen (vgl. Tabelle 4.5.2). Für beide Versuche sind beispielhaft die Ergebnisse des zeitabhängigen Parameters C_t und des zeitlich gemittelten Parameters $(C_t)_{\text{avg}}$ gezeigt. Beide Resultate wurden jeweils unter Verwendung einer Elementkantenlänge von 0.01 und 0.02 mm erzielt. Die Ergebnisse in Abbildung 6.3.6 entsprechen dem Ansatz „Static“ und sind beispielhaft für den Fall einer Risstiefe von 1 mm dargestellt.

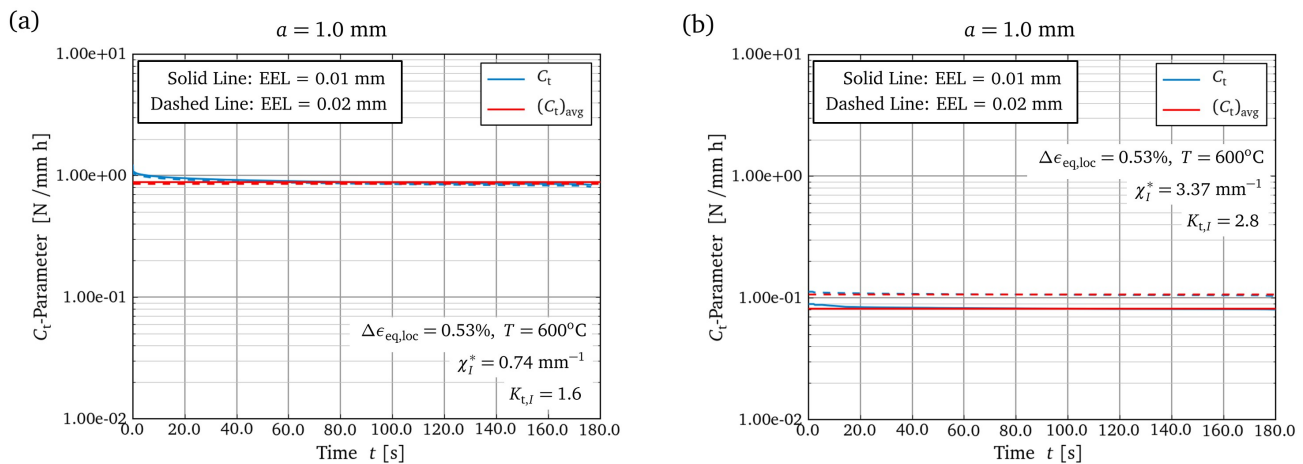


Abbildung 6.3.6: Berechnete Rissspitzenbeanspruchung zweier örtlich gleich beanspruchter Versuche an gekerbten Rundproben unter Verwendung des Berechnungswegs „Static“; (a) milde Kerbe, (b) scharfe Kerbe

Zum einen ist ersichtlich, dass im Falle der milden Kerbe die berechnete Rissspitzenbeanspruchung nahezu unabhängig der gewählten Vernetzung ist. Weiter fällt auf, dass im Falle der scharfen, örtlich gleich beanspruchte Kerbe bei einer Risstiefe von 1 mm eine ca. um eine Dekade geringere Rissspitzenbeanspruchung während der Haltezeit vorliegt. Gleiche örtliche Beanspruchung bedeutet in erster Linie eine im Falle der scharfen Kerbe geringere globale Kraftbeanspruchung. Demnach liegt für die scharf gekerbte Variante eine deutlich geringere Beanspruchung des Netto-Querschnitts vor und damit eine deutlich geringere treibende „viskoplastische Kraft“. In diesem Sinne sind die dargestellten signifikanten Beanspruchungsunterschiede der Rissspitze nachzuvollziehen.

Bei weiterer Betrachtung von Abbildung 6.3.6 (b) zeigt sich jedoch auch eine Netzabhängigkeit der Ergebnisse der scharf gekerbten Variante. Die weiteren Betrachtungen in Kapitel 7 konnten jedoch bestätigen, dass der Kriechrischwachstumsanteil im Falle der scharfen Kerbe bei der absolvierten kumulierten Haltezeitbeanspruchung so gering ist, dass der ermittelte Einfluss der Elementkantenlänge hier kaum ins Gewicht fällt und lediglich eine akademische Fragestellung darstellt.

Abbildung 6.3.7 zeigt die Berechnungsergebnisse des Parameters $(C_t)_{\text{avg}}$ für alle Risstiefen und alle absolvierten Haltezeitversuche an gekerbten Rundproben unter Verwendung beider Ansätze „Static“ und dem in die PICC-Simulation integrierten Ansatz „Cyclic“. Im Allgemeinen zeigt sich für alle berechneten Fälle eine gute Übereinstimmung beider Berechnungswege. Auf Basis der Tatsache, dass der verfolgte Ansatz „Cyclic“ die Realität am geeignetsten abbildet, kann somit gezeigt werden, dass der vereinfachte Ansatz „Static“ eine ebenso gute Vorhersagegüte und damit eine ebenso gute Abbildung der Realität hinsichtlich der zu erwartenden Rissspitzenbeanspruchung darstellt. Weiter ist festzuhalten, dass die konzeptbedingten Schwankungen der Ergebnisgrößen beim Ansatz „Cyclic“ größer ausfallen. Dies ist hauptsächlich

damit zu begründen, dass im Falle „Cyclic“ zwei Zustände a und $a + \Delta a$ verglichen werden, bei welchem die Situation $a + \Delta a$ einem Zustand eines um Δa weiter gewachsenen und mit zwei zusätzlichen Zyklen belasteten Risses entspricht. Die Zustände sind demnach nicht exakt vergleichbar und in gewisser Weise von der Berechnungsgüte und der gewählten Einstellungen der Integrationsschemata in stärkerer Weise abhängig.

Abbildung 6.3.8 zeigt abschließend die Ergebnisse der Berechnungen anhand des „Adjusted-Energy-Approaches“ für die Haltezeitversuche jeweils ausgewertet auf dem Entlastungsast bis zum Zeitpunkt des Riss schließens (= Knick der Energieverläufe) und auf dem Belastungsast bis zum Endwert. Im Gegensatz zu den Ergebnissen der gekerbten Rundproben ohne Haltezeit (vgl. Abbildung 6.2.16) zeigen die Auswertungen der Be- und Entlastungsäste unterschiedliche Ergebnisse von ΔJ_{eff} . Der Belastungsast zeigt stets höhere Resultate der zyklisch effektiven Riss spitzenbeanspruchung. Dies ist jedoch auch nachvollziehbar, führt man sich vor Augen, dass es im Verlauf der Druckhaltezeit zu entsprechenden Kriechvorgängen kommt, welche eine Reduktion der integralen Druckbeanspruchung zur Folge haben. Dies führt bei anschließender Belastung zum Ende der Haltezeit zu einem unter Umständen deutlich früheren Rissöffnen aufgrund der Druckkriechphase. Dies zeigt ebenso, dass davon auszugehen ist, dass nicht alleine die Zughaltezeit durch einen zusätzlichen Kriechrissanteil, sondern ebenso die Druckhaltezeit durch eine Reduktion des Riss schließens und damit eine Erhöhung des Effektivwertes der Riss spitzenbeanspruchung zu einer Beschleunigung des Gesamtrissfortschritts beiträgt.

„ Das entwickelte FEM-basierte Verfahren zur Auswertung des Parameters $(C_t)_{\text{avg}}$ auf Basis von FEM- bzw. PICC-Simulationsergebnissen erlaubt eine Quantifizierung der viskoplastischen Riss spitzenbeanspruchung innerhalb der Zughaltezeiten und damit eine Beantwortung der noch offenen Frage ?₄. Die zyklische effektive Riss spitzenbeanspruchung lässt sich im Falle der Haltezeitversuche ebenso mit Hilfe des „Adjusted-Energy-Approaches“ ermitteln, wobei festzuhalten ist, dass durch ein früheres Rissöffnen aufgrund der Kriechphase in der Druckhaltezeit der Effektivwert des Belastungsastes stets größer als der des Entlastungsastes ausfällt. “

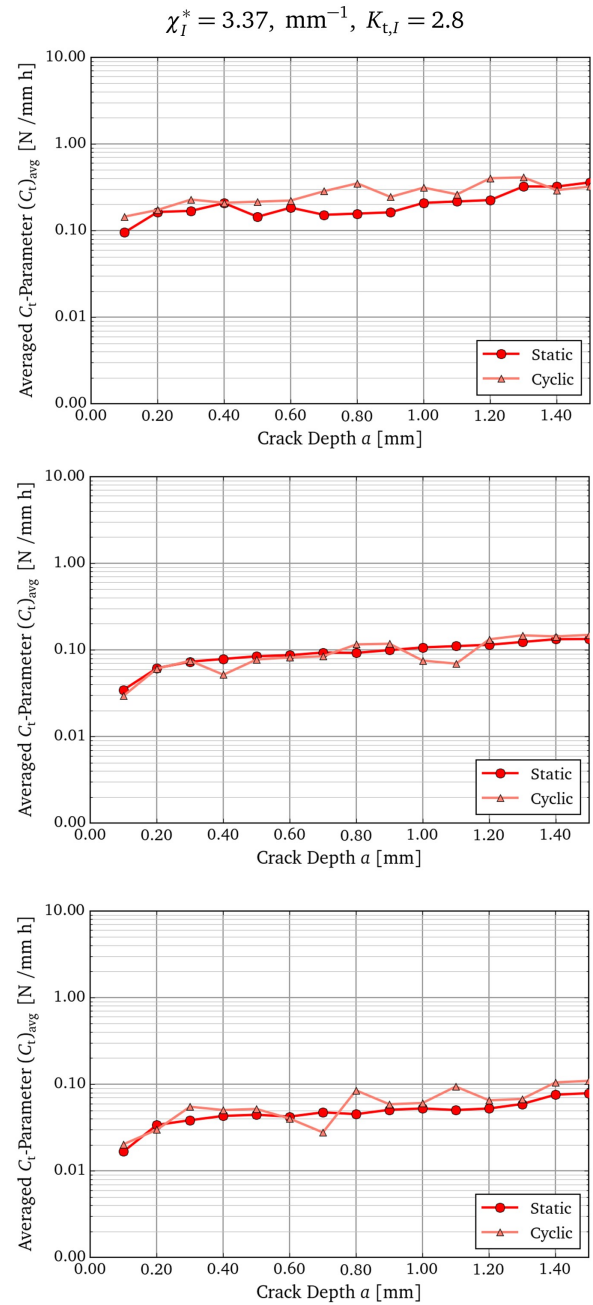
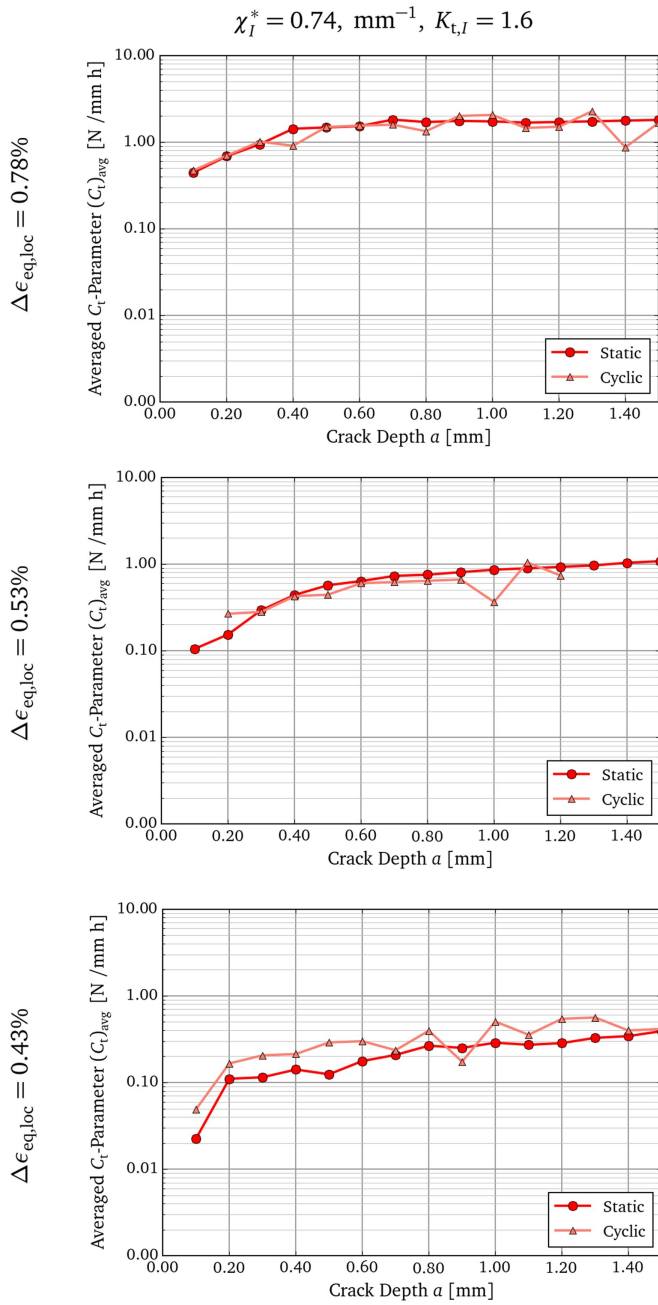


Abbildung 6.3.7: Berechnete viskoplastische Risspitzenbeanspruchung innerhalb der Zughaltezeit für die Versuche an gekerbten Rundproben mit Haltezeit (EEL = 0.02 mm)

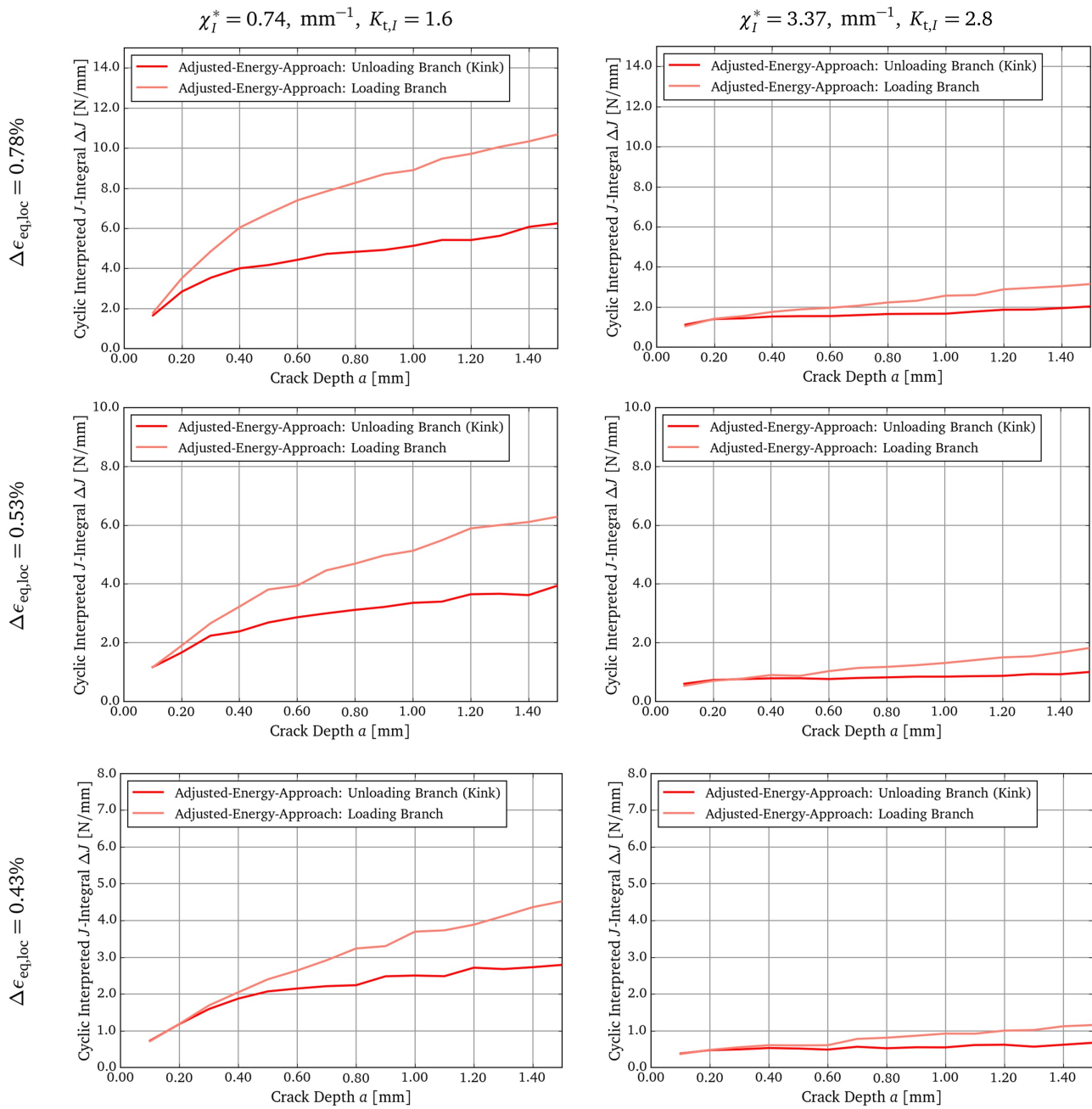


Abbildung 6.3.8: Berechnete zyklisch effektive Rissspitzenbeanspruchung für die Versuche an gekerbten Rundproben mit Haltezeit (EEL = 0.02 mm)

7 Validierung und finale Anwendung des entwickelten Konzeptes

Nachdem im vorherigen Kapitel die für diese Arbeit essentiellen Methoden und Ergebnisse bezüglich der Quantifizierung der Rissspitzenbeanspruchung von mechanisch kurzen Rissen, die sich innerhalb von viskoplastischen Kerbspannungsfeldern befinden, entwickelt und vorgestellt worden sind, werden in diesem Kapitel die darauf aufbauenden resultierenden Risswachstumsraten ermittelt und vergleichend den experimentellen Ergebnissen aus Kapitel 4 gegenübergestellt. Anhand der gezeigten Vergleiche lässt sich somit die Vorhersagegüte einschätzen, sprich eine Aussage ableiten, mit welcher Genauigkeit das entwickelte theoretische Konzept in der Lage ist, die experimentellen Ergebnisse zu reproduzieren. Hierbei sollte zum einen beachtet werden, dass die als Referenz herangezogenen experimentellen Ergebnisse selbstverständlich ebenso mit Unsicherheiten und Ergebnisschwankungen behaftet sind. Demzufolge werden statt direkter Vergleiche einzelner nachgerechneter Experimente stets alle Experimente oder zumindest alle Experimente einer Versuchsreihe vergleichend diskutiert.

Des weiteren ist zu erwähnen, dass zur erfolgten theoretischen Bestimmung der Risswachstumsraten auf Basis der berechneten Rissspitzenbeanspruchung ausschließlich vom nachzurechnenden Experiment unabhängige Größen und Werkstoffanpassungen verwendet worden sind (vgl. Kapitel 4.1). Zur Beschreibung der Ermüdungsrisswachstumsrate wurde eine bilineare Fließkurvenanpassung verwendet, welche an Standard-LCF-Versuchsergebnisse angepasst wurde, sowie ein Risswachstumsgesetz, welches an standardmäßig eingesetzten seitengekerbten CT-Proben ermittelt worden ist. Zur Berechnung der Kriechrisswachstumsrate der Versuche mit Haltezeit wurde zum einen auf eine Garofalo-Kriechbeschreibung zurückgegriffen, welche ebenso an Standard-Zeitstandversuche mit dem Fokus auf kurzen Laufzeiten und hohen Beanspruchungen angepasst wurde. Zur letztendlichen Beschreibung der Kriechrisswachstumsrate diente das Standard NSW-Model. Die hierfür notwendige Größe der Kriechbruchdehnung wurde ebenfalls anhand von Standard-Zeitstandversuchsergebnissen ermittelt. Die Anrisslastwechselzahl $N_{MC,1.5\%}$ zur theoretischen Berechnung der lastwechselzahlbezogenen Stützziffer (vgl. Gleichung 4.8.1) entstammt gleichermaßen Standard-LCF-Versuchsergebnissen in Form von Anrisskennlinienbeschreibungen ohne und mit Haltezeiten. Demzufolge handelt es sich bei allen im Folgenden gezeigten Ergebnissen der Nachrechnung der Versuche an gekerbten Proben nicht um einen Fit sondern um eine Prognose auf Basis einer entwickelten Berechnungsvorschrift, welche gänzlich mit vom nachzurechnenden Experiment unabhängig bestimmten Eingangsgrößen arbeitet.

Auf Basis dessen sind die im folgenden gezeigten vergleichenden Betrachtungen allesamt als Validierung, sprich als eine Überprüfung der Übertragbarkeit auf einen unabhängigen Parameterraum, zu verstehen.

Die Bestimmung der Risswachstumsrate für die Versuche an den gekerbten Rundproben ohne Haltezeit erfolgte durch Integration der folgenden bekannten Risswachstumsbeziehung, dessen Parameter an die in Kapitel 4.1.3.1 gezeigten Versuche angepasst wurde („Own Fit“ in Abbildung 4.1.5):

$$\frac{da}{dN} = C \left(\sqrt{\frac{E}{(1-\nu^2) 1000}} \right)^m \left(\frac{\Delta J_{\text{eff}}}{1 \text{ N/mm}} \right)^{m/2} \cdot 1 \text{ mm/cycle} \quad (7.0.1)$$

Die eingefügten Umrechnungen ergeben sich aus der Überführung der ΔK -bezogenen Gleichung 3.3.38 in eine ΔJ -bezogene Schreibweise unter Berücksichtigung von Gleichung 4.1.1. Für die Versuche an CT-Proben, welche zur Anpassung dieser Beziehung verwendet wurden (vgl. Abbildung 4.1.5), gilt in

guter Näherung die Annahme des ebenen Verzerrungszustandes. Ebenso liegt ein linear elastisch dominiertes Rissspitzenfeld vor, so dass Gleichung 4.1.1 ohne Einschränkung angewendet werden darf. Die verwendeten Parameter C & m sind der Tabelle E.0.6 im Anhang E zu entnehmen.

Die Risswachstumsrate innerhalb der Zug-Haltezeiten ist mit Hilfe des NSW-Modells (Gleichung 3.3.39), unter Verwendung einer Kriechbruchdehnung von $\epsilon_f^{cr} = 0.02$ (vgl. Kapitel 4.1.3.2) und einer um den Faktor 10 abgesenkten Beschreibung des ebenen Spannungszustands für den Kurzzeitbereich (vgl. Abbildung 4.1.6), berechnet:

$$\frac{da}{dt} = \frac{3}{10 \epsilon_f^{cr}} \left(\frac{(C_t)_{avg}}{1000 \text{ N/mm h}} \right)^{0.85} \cdot 1 \text{ mm/h} \quad (7.0.2)$$

Hierbei kann für die zugrunde liegenden Kriechrissversuchsdaten in guter Näherung davon ausgegangen werden, dass stationäres Kriechen vorlag, so dass der Parameter C^* in Gleichung 3.3.39 direkt durch den Parameter $(C_t)_{avg}$ ersetzt werden kann.

Für die Versuche mit Haltezeit lässt sich das aus einem Ermüdungs- und einem Kriechrisswachstumsanteil zusammengesetzte Risswachstumsinkrement pro Zyklus wie folgt berechnen:

$$\frac{\Delta a}{\text{cycle}} = \frac{da}{dN} (\Delta J_{eff, loading}) \cdot 0.5 + \frac{da}{dN} (\Delta J_{eff, unloading}) \cdot 0.5 + \frac{da}{dt} ((C_t)_{avg}) \cdot t_{h, tension} \quad (7.0.3)$$

Aufgrund der im Falle von Haltezeit festgestellten unterschiedlichen Rissspitzenbeanspruchung für den Be- und den Entlastungshysteresenhalbast besteht der Ermüdungsrisswachstumsanteil in Gleichung 7.0.3 aus zwei entsprechend zusammengesetzten Anteilen pro Zyklus.

In Abbildung 7.0.1 ist die ermittelte Zyklenzahl bis zum Erreichen bestimmter Risstiefen auf Basis der Risswachstumsrechnung mit Hilfe des theoretischen Konzeptes, zunächst unter Verwendung einer Elementkantenlänge von 0.02 mm, mit den experimentellen Messergebnissen der Potentialsondenmessung (vgl. Abbildung 4.8.4) verglichen. Die Lastwechselzahlen beziehen sich ausschließlich auf das frühe Risswachstum im Bereich zwischen 0.2 mm und 1.0 mm Risstiefe. Diese Spanne ist hier und im Folgenden mit „ECG“ (*Early Crack Growth*) bezeichnet. Die durch die Linien verbundenen Punkte repräsentieren unterschiedliche Vergleichsrisstiefen ausgehend vom angegebenen und grün dargestellten Minimalwert a_{min} , mit der angegebenen Schrittweite a_{inc} hin zum angegebenen und rot dargestellten Maximalwert a_{max} . Abbildung 7.0.2 zeigt einen analogen Vergleich, allerdings mit der anhand der Lastabfallkorrelation bestimmten Risswachstumsgeschwindigkeiten als Referenz.

Für alle gezeigten Fälle und Referenzwerte können die Ergebnisse innerhalb eines Streubands mit dem Faktor 2 beschrieben werden. Ebenfalls ist festzuhalten, dass keine systematische Abweichung bestimmter Versuche beobachtet werden kann, so dass davon auszugehen ist, dass das entwickelte theoretische Konzept die in der Realität tatsächlich auftretenden Phänomene adäquat und quantitativ in der Lage ist, zu beschreiben.

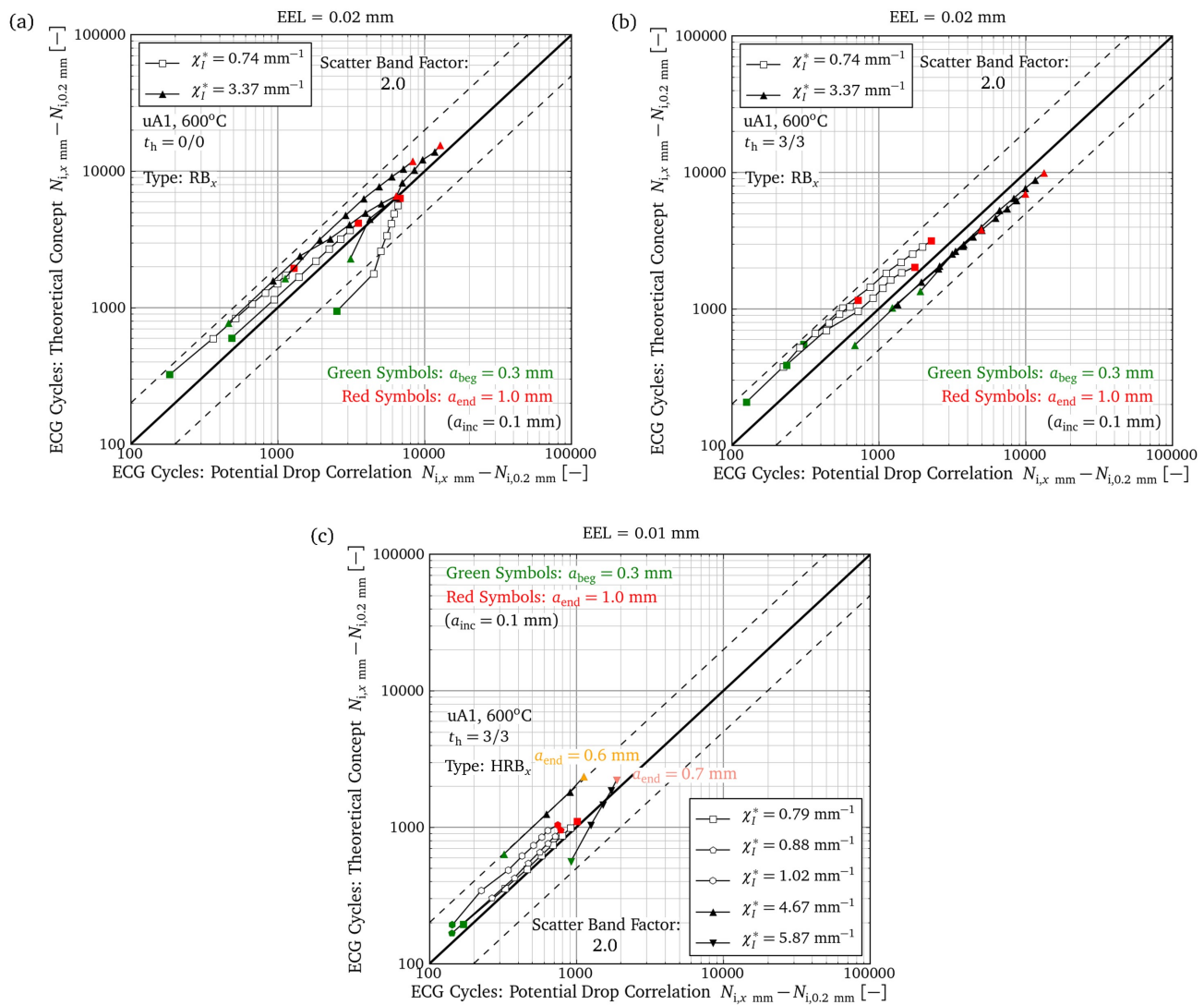


Abbildung 7.0.1: Prognose der frühen Risswachstumsrate und Gegenüberstellung mit den experimentellen Ergebnissen mittels Potentialsondenmessung

- (a) Isotherme Versuche an gekerbten Rundproben ohne Haltezeit
- (b) Isotherme Versuche an gekerbten Rundproben mit Haltezeit
- (c) Isotherme Versuche an gekerbten Hohlproben mit Haltezeit

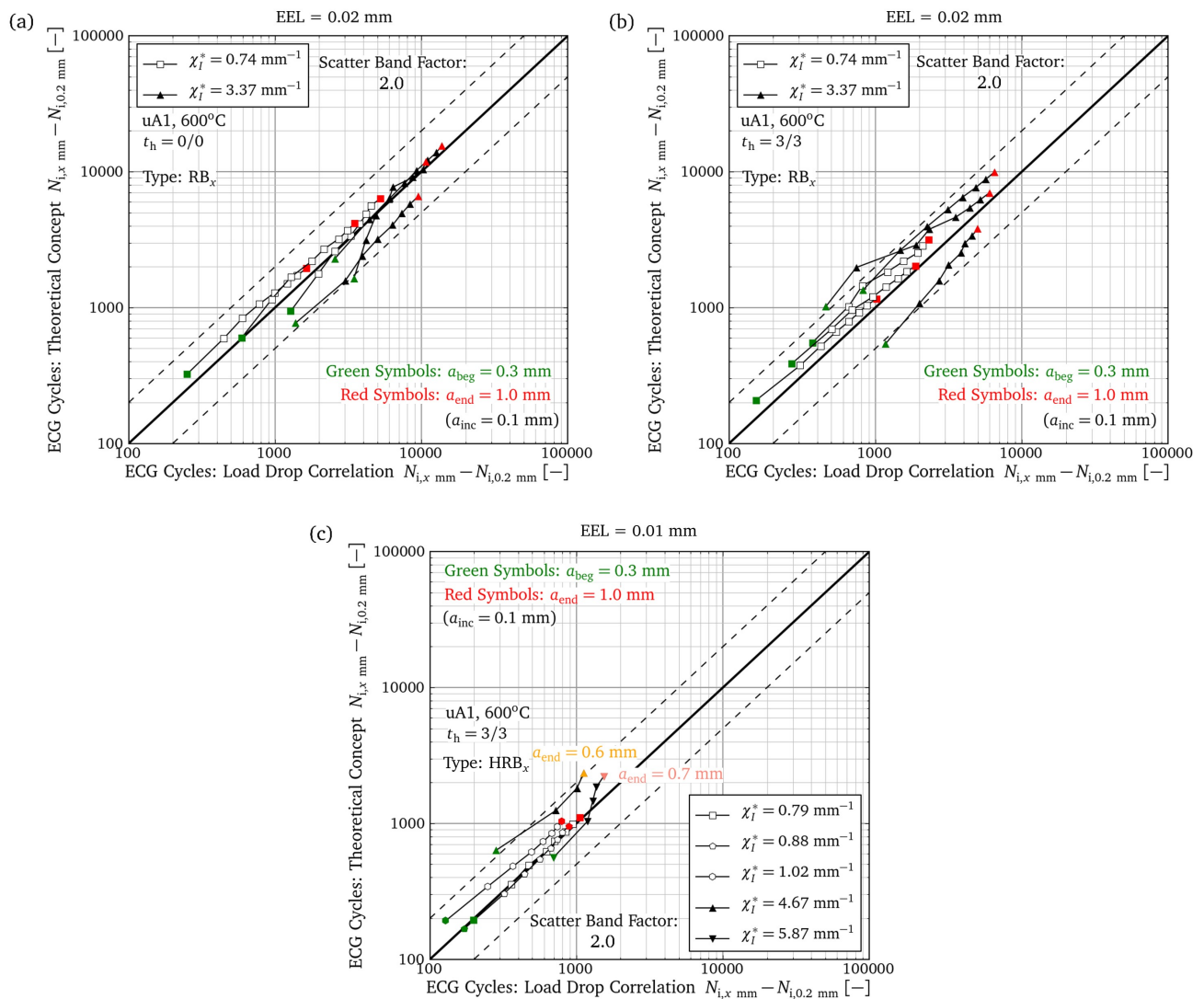


Abbildung 7.0.2: Prognose der frühen Risswachstumsrate und Gegenüberstellung mit den experimentellen Ergebnissen mittels Lastabfallkorrelation

(a) Isotherme Versuche an gekerbten Rundproben ohne Haltezeit

(b) Isotherme Versuche an gekerbten Rundproben mit Haltezeit

(c) Isotherme Versuche an gekerbten Hohlproben mit Haltezeit

Die Absolutwerte der Zyklenzahlen auf Basis der berechneten Risswachstumsraten sind jeweils in der linken Hälfte von Abbildung 7.0.3, Abbildung 7.0.4 und Abbildung 7.0.5 dargestellt. Die rechte Hälfte der Abbildungen zeigt jeweils das Ergebnis der nach Gleichung 4.8.1 ermittelten Stützziffer. Die Ergebnisse sind damit als Vergleich der auf Basis der Lastabfallkorrelation bestimmten experimentellen Ergebnisse zu verstehen, welche bereits in den Abbildungen 4.8.6, 4.8.8 und 4.8.9 gezeigt wurden.

Zusätzlich zu den als Balken dargestellten Berechnungsergebnissen, welche unter Verwendung einer Elementkantenlänge von 0.02 mm ermittelt worden sind, zeigen die horizontalen schwarzen Linien in Abbildung 7.0.3 und 7.0.4 zum Vergleich die Ergebnisse, welche mit einem um den Faktor 2 feineren Netz im Bereich des Ligaments, sprich mit einer Elementkantenlänge von 0.01 mm berechnet wurden. Zeigen sich in der Darstellung der Absolutwerte noch leicht sichtbare Einflüsse der gewählten Netzgröße (vgl. auch Abbildungen 6.2.6 und 6.3.6), so ist bei Betrachtung des eigentlichen Endergebnisses, der abgeleiteten Stützziffer, ersichtlich, dass die Netzgröße einen kaum wahrnehmbaren Einfluss auf dieses Endergebnis besitzt. Selbst wenn in den Darstellungen in Kapitel 6, insbesondere im Falle der scharf gekerbten Proben mit Haltezeit (Abbildungen 6.3.6), scheinbar signifikante Abweichungen in den Ergebnissen der ermittelten Rissspitzenbeanspruchung zwischen einer Elementkantenlänge von 0.02 mm und einer Elementkantenlänge von 0.01 mm zu beobachten waren, sind diese Abweichungen durch die entsprechend vorgenommene Integration und Normierung zur Angabe einer Stützziffer von untergeordneter Bedeutung. Für die Hohlproben wurde dennoch, auch aufgrund des im Vergleich zur betrachteten finalen Risstiefe von 1 mm kleinen resultierenden Ligaments, ausschließlich die feinere Elementkantenlänge von 0.01 mm zur Nachrechnung gewählt.

In Abbildung 7.0.6 sind abschließend die experimentell und theoretisch ermittelten Stützziffern aller isothermen Versuche der gekerbten Rund- und Hohlproben für eine Anrisstiefe von 1 mm vergleichend dargestellt. Die theoretische, anhand des entwickelten Berechnungskonzeptes bestimmte Stützziffer liegt überwiegend innerhalb eines Streubands mit dem Faktor 1.5 im Vergleich zum experimentellen Ergebnis. Auch hier lassen sich keine systematischen Abweichungen erkennen, so dass die Vorhersagegüte auf Basis einer physikalisch und theoretisch mechanismenbasierten Beschreibung über alle betrachteten Versuche hinweg als zufriedenstellend eingeschätzt werden kann.

„ Das entwickelte bruchmechanische und FEM-basierte Berechnungskonzept zeigt für alle betrachteten Versuche an gekerbten Proben mit und ohne Haltezeit eine adäquate Vorhersagegüte. Hinsichtlich des prognostizierten Risswachstums konnte keine systematische Abweichung im Vergleich zu den experimentell ermittelten Größenordnungen festgestellt werden, so dass davon auszugehen ist, dass das rechnerische Konzept in der Lage ist, die in den Versuchen stattfindenden Mechanismen mit einer akzeptablen Abweichung zu beschreiben. Für den untersuchten 10%-Chrom-Schmiedestahl gilt das entwickelte Konzept damit im geprüften Parameterraum als validiert. “

Trotz der bisher nicht nachgewiesenen generellen Übertragbarkeit des Konzeptes, beispielsweise auf anisotherme Beanspruchungen und dreidimensionale Strukturen, wurden mit dem Berechnungskonzept die durchgeführten beiden anisothermen Versuche und exemplarisch zwei Kreuzprobenversuche hinsichtlich ihrer Stützwirkung rechnerisch bewertet und mit dem experimentellen Befund verglichen. Die Ergebnisse sind im Rahmen des Ausblicks in Kapitel 9 in Abbildung 9.0.1 gezeigt und entsprechend diskutiert.

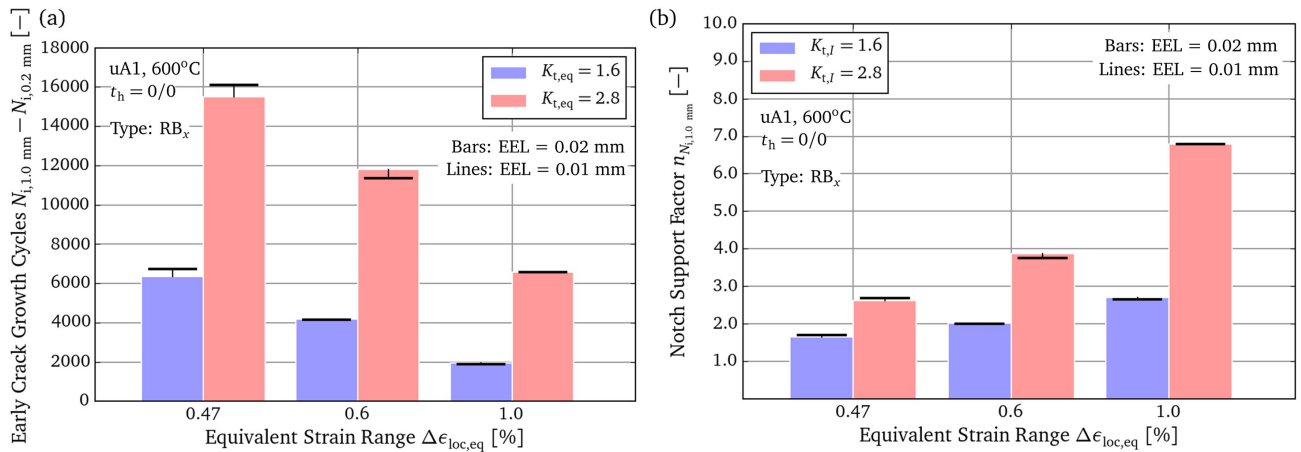


Abbildung 7.0.3: Berechnete Lastwechsel der frühen Risswachstumsphase (a) und Stützziffer (b) für die isothermen Versuche an gekerbten Rundproben ohne Haltezeit

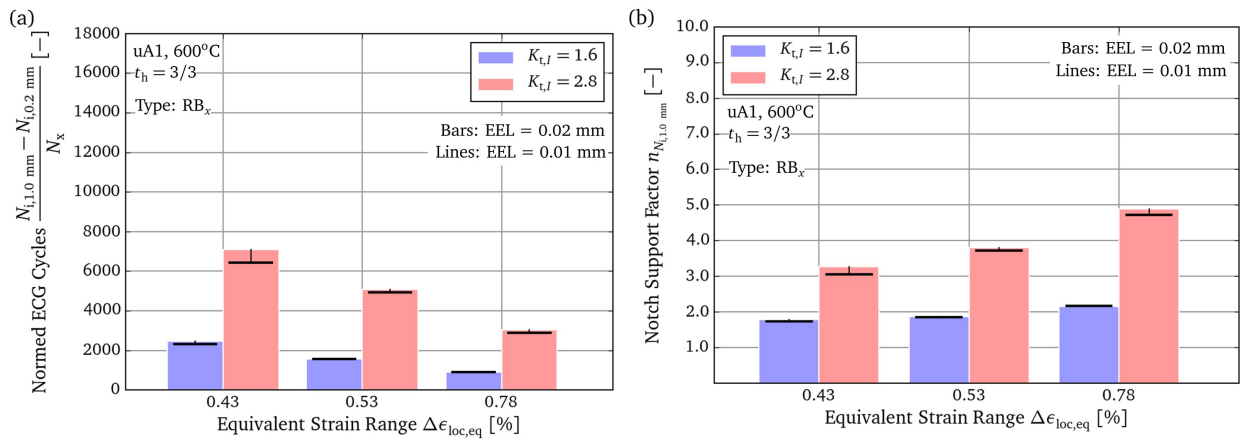


Abbildung 7.0.4: Berechnete, mit N_x normierte Lastwechsel der frühen Risswachstumsphase (a) und Stützziffer (b) für die isothermen Versuche an gekerbten Rundproben mit Haltezeit

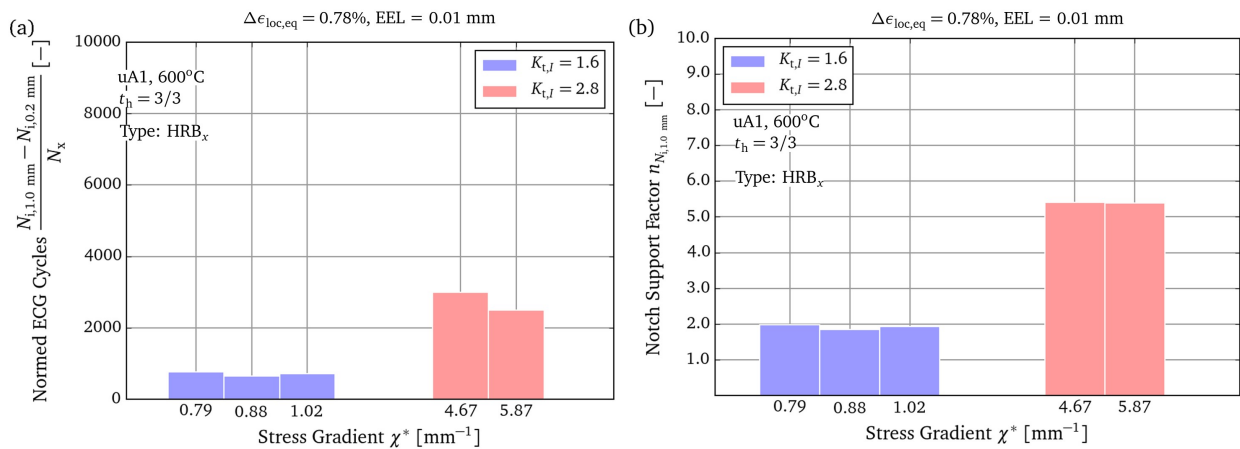


Abbildung 7.0.5: Berechnete, mit N_x normierte Lastwechsel der frühen Risswachstumsphase (a) und Stützziffer (b) für die isothermen Versuche an gekerbten Hohlproben mit Haltezeit

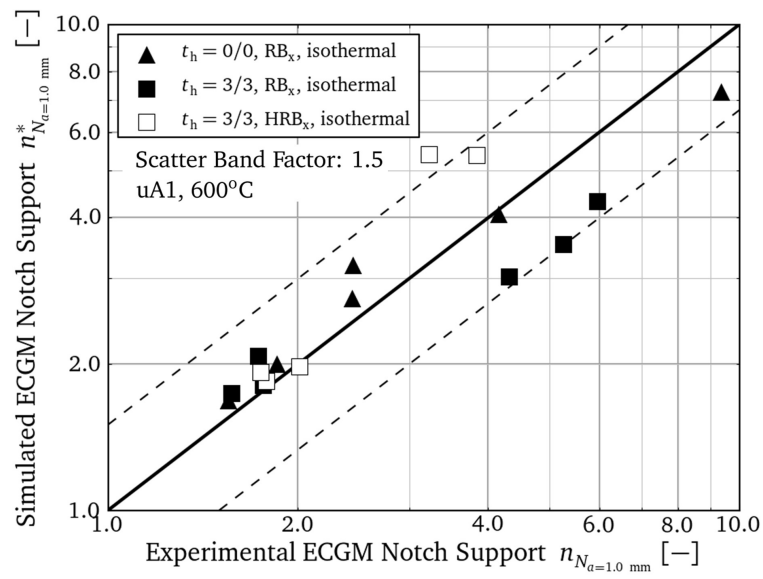


Abbildung 7.0.6: Vergleich der experimentell ermittelten Stützziffer (vgl. Abbildungen 4.8.6, 4.8.8 und 4.8.9) mit dem Ergebnis der Simulationsrechnung unter Anwendung des entwickelten Bruchmechanik-Konzeptes („ECGM“ = *Early Crack Growth Motivated*)

8 Zusammenfassung

Das Ziel der vorliegenden Forschungsarbeit war es, einen für kriechemüdungsbeanspruchte Kerbstellen als wesentlich vermuteten Mechanismus der Stützwirkung einer rechnerischen, möglichst präzisen und dennoch anwendungsfreundlichen Beschreibung zugänglich zu machen.

Nach eingehender Recherche, Auswertung und Diskussion relevanter Literatur und damit des aktuellen Kenntnisstandes konnte bestätigt werden, dass die sogenannte bruchmechanische Stützwirkung für den diskutierten Anwendungsbereich einen potentiell signifikanten Mechanismus darstellt. Sofern zwei örtlich gleich beanspruchte Strukturen verglichen werden, führt ein stärkerer Gradient in den Spannungen und Dehnungen der schärfer gekerbten Variante dazu, dass sich eine vergleichsweise geringere Risswachstumsgeschwindigkeit einstellt. Eine auf Basis dessen vergleichende Betrachtung der notwendigen Zyklenzahlen zur Bildung technischer Anrisse einer definierten Tiefe von beispielsweise 1 mm zeigt für die schärfer gekerbte Variante damit eine prinzipiell höhere Anzahl an nötigen Lastwechseln. Überträgt man diesen Gedanken auf die Aufgabenstellung einer Anrisslebensdauerbewertung von Kerbstellen auf Basis experimenteller Daten an gradientenfreien glatten Proben, ist ersichtlich, dass hier eine bruchmechanische Stützwirkung zu berücksichtigen ist. Durch die Quantifizierung dieser grundsätzlich methodisch bedingten Konservativität innerhalb klassischer Lebensdaueransätze auf Basis des örtlichen Konzepts lässt sich demnach die Vorhersagegüte der Anrisslebensdauer unter Umständen signifikant verbessern. Eine weniger konservative Lebensdauerbewertung ist mit einer gesteigerten Effizienz der Ausnutzung der verbauten Werkstoffe und einer effektiveren Auslastung der betrachteten Komponente gleichzusetzen.

Um den beschriebenen Mechanismus für einen typischerweise für den Dampfturbinenbereich eingesetzten Werkstoff, einem 10%-Chrom-Stahl, nachzuweisen und zu quantifizieren, wurden im Rahmen dieser Arbeit Ergebnisse einer systematischen experimentellen Studie an gekerbten Proben vorgestellt und diskutiert, welche innerhalb des öffentlich geförderten AVIF-Vorhabens A282 [166] eigens erzeugt werden konnten. Auf Basis mit spezieller Messtechnik ausgestatteter global dehnungsgeregelter Versuche an gekerbten Rundproben mit und ohne Haltezeit sowie weiterer Validierungsversuche gelang es nicht nur die zuvor erwähnte Form der Stützwirkung zu quantifizieren, sondern auch entsprechende Mechanismen zu extrahieren, welche bei der Bewertung und einer späteren rechnerischen Konzeptentwicklung zur Reproduktion der Ergebnisse von entscheidender Bedeutung waren. Neben einer für das frühe Risswachstumsverhalten notwendigen Beschreibung der zyklisch elastisch-plastischen Risspitzenbeanspruchung wurde ebenfalls experimentell gezeigt, dass die quantitative Kenntnis des sich transient ausbildenden plastizitätsinduzierten Risssschließens einen wesentlichen und zu berücksichtigenden Aspekt darstellt. Je nach Kerbfall und Höhe der Beanspruchung konnten experimentell lastwechselbasierte Stützziffern von zwischen 1.5 und 9 nachgewiesen werden. Diesen Werten liegt ein Anrisskriterium von 1 mm Tiefe zugrunde, wobei dieses ebenfalls wichtige Kriterium grundsätzlich, innerhalb der entwickelten Auswertungsmethodologie, variabel definiert werden kann. Es wurde ausschließlich der Mechanismus der bruchmechanischen Stützwirkung quantifiziert. Andere Formen, wie ein statistischer Größeneinfluss oder zusätzliche Makro-Stützwirkungseffekte, waren nicht Gegenstand der Untersuchung. Anstelle der mit Hilfe des örtlichen Konzepts ermittelten Anrisslastwechselzahl auf Basis einer an glatten Proben erstellten Anrisskennlinie sind demnach im Extremfall um den Faktor von 9 höhere Anrisslastwechselzahlen auf Basis der bruchmechanischen Stützwirkung begründbar zu erwarten.

Aufbauend auf diesen generierten Erkenntnissen und unter Beachtung entscheidender, an ein rechnerisches Bewertungskonzept zu stellender Anforderungen, wurde ein Ablaufschema einer Konzeptidee entwickelt und umgesetzt, um die festgestellte bruchmechanische Stützwirkung statt mittels experimenteller Untersuchungen nun innerhalb eines rechnerischen Konzepts abbildbar zu machen. Orientiert an entsprechend in der Literatur angegebener Gedanken zu möglichen analytischen und FEM-basierten Umsetzungen, wurde ein grundsätzlich neuer Weg der Bewertung eingeschlagen. Neben nötigen fundamentalen bruchmechanischen Überlegungen zur Beschreibung mechanisch kurzer Risse in einem zyklisch viskoplastisch dominanten Nahfeld wurde auf den Einsatz analytischer Beschreibungen mit eingeschränkten Gültigkeits- und Anwendungsbereichen vollständig verzichtet.

Stattdessen wurde ein neuartiger, rein FEM-basierter konzeptioneller Ablauf zur Beschreibung der bruchmechanischen Stützwirkung entwickelt. Innerhalb dieses Konzeptes sind keinerlei Versuchsdaten gekerbter Experimente zu hinterlegen, so dass ausschließlich vorhandene Standardmaterialbeschreibungen des Deformations- und Rissverhaltens als Eingangsdaten ausreichen. Das resultierende, auf zyklisch referenzierten Energiebetrachtungen basierende Bruchmechanik-Konzept ist nicht nur in der Lage, die experimentell ermittelte Stützziffer innerhalb eines Streubands mit dem Faktor 1.5 zu reproduzieren. Ebenfalls folgen aus den Ergebnissen fundamentale Beiträge zu aktuellen bruchmechanischen Fragestellungen. All dies ist in folgender Auflistung noch einmal stichpunktartig zusammengefasst:

- !₁ Ein Vergleich der experimentell bestimmten bruchmechanischen Stützwirkung mit der mit Hilfe des entwickelten Bruchmechanik-Konzepts theoretisch ermittelten, zeigt für alle nachgerechneten Validierungsversuche, trotz der Verwendung ausschließlicher Standardmaterialbeschreibungen des Deformations- und Rissverhaltens, eine sehr gute Vorhersagegüte (Streubandfaktor: 1.5).
- !₂ Das Berechnungskonzept erlaubt aufgrund seiner rein physikalisch motivierten Grundlage prinzipiell eine Extrapolation über den von den Versuchen abgedeckten Parameterbereich hinaus und damit eine Berechnung der bruchmechanischen Stützziffer für weitere, anwendungsrelevante Parameterkombinationen.
- !₃ Auf Basis der innerhalb des Konzepts berechneten Verläufe der Bilanzen der inneren Energien und Arbeit der äußeren Kräfte konnte ein neues, energiebasiertes Riss-schließkriterium definiert werden, welches keine inhärente Netzabhängigkeit besitzt.
- !₄ Unter reiner Ermüdungsbelastung konnten erstmals gleiche Werte des zyklisch effektiven J -Integrals für den Be- und den Entlastungshysteresenhalbast nachgewiesen werden.
- !₅ Der Endwert des energiebasierten J -Integrals des Belastungshysteresenhalbastes entspricht direkt dem zyklischen Effektivwert. Demnach entfällt die explizite Definition und die Notwendigkeit der Berücksichtigung eines zusätzlichen separaten Riss-schließkriteriums hier vollständig.
- !₆ Es konnte gezeigt werden, dass die berechneten Verläufe des J -Integrals des vorgestellten energiebasierten Konzepts mit den Verläufen des konsekutiven Konzepts, sprich unter rein monotoner Belastung, übereinstimmen. Demzufolge ist es für die dargestellten Fälle ebenso möglich, die zyklische Riss-spitzenbeanspruchung konsekutiv und mit vereinfachten separaten Berechnungen unter monotoner Belastung zu quantifizieren.

-
- !7 Da das konsekutive Konzept die allgemein zu stellende Bedingung einer Belastung im Sinne der Deformationstheorie nicht verletzt, ist auf Basis der festgestellten Übereinstimmung beider Konzeptergebnisse die Frage nach der Gültigkeit des HRR-Felds unter zyklisch elastisch-plastischer Belastung obsolet.
 - !8 Zur Beschreibung einer zeitabhängigen viskoplastischen Rissspitzenbeanspruchung unter einer äußeren Sekundärbeanspruchung wurde eine FEM- und energiebasierte Möglichkeit entwickelt und umgesetzt, um den zusätzlichen Kriechrischwachstumsbeitrag innerhalb von Zughaltezeiten berücksichtigen zu können.
 - !9 Die Ergebnisse der berechneten zyklischen Rissspitzenbeanspruchung der Haltezeitversuche zeigen stets höhere ΔJ_{eff} -Werte für den Belastungshysteresenhalbast, was auf ein grundsätzlich früheres Rissöffnen aufgrund der Druckhaltezeit zurückzuführen ist.

Die in dieser Arbeit dokumentierten Entwicklungen und das daraus resultierende FEM-basierte Konzept zur Bewertung der bruchmechanischen Stützwirkung unter einer Kriechermüdigungsbeanspruchung leisten damit einen wesentlichen Beitrag, um eine Konservativität in aktuellen Lebensdauerbewertungsansätzen für Bauteilkerbstellen zu quantifizieren und gleichzeitig zu reduzieren. Auf Basis dessen können erhebliche Faktoren an Lastwechselzahlen zukünftig begründet zugelassen werden und so die Ausnutzung der Komponente und der verbauten Werkstoffe wesentlich verbessert werden. Zum Weiteren liefern die Ergebnisse des Konzepts wesentliche Beiträge zu aktuellen Diskussionen auf dem Gebiet der zyklisch elastisch-plastischen und viskoplastischen Bruchmechanik.

Damit stellen die beschriebenen Entwicklungen und Ergebnisse aus Sicht des Autors nicht nur bezüglich der praktischen Anwendung und Umsetzung sondern auch im Bereich der Grundlagenforschung auf dem Gebiet der Bruchmechanik einen erheblichen Erkenntniszuwachs und Wissensgewinn dar.

9 Ausblick

Das vorgestellte FEM-basierte Berechnungsverfahren wurde im Rahmen der hier diskutierten Ergebnisse zunächst ausschließlich für eine Schmelze eines 10%-Chrom-Stahls bei einer typischen Einsatztemperatur von 600°C innerhalb des geprüften Parameterraums validiert. Selbstverständlich ist es anzuraten, die Anwendbarkeit des Konzepts sowie die generelle Transferierbarkeit der ermittelten Mechanismen auf weitere Temperaturbereiche und Werkstoffe durch entsprechende Versuchsprogramme und deren Nachrechnung weiter zu überprüfen.

Prinzipiell ist das entwickelte Konzept ebenfalls in der Lage, Stützziffern im Falle anisothermer Beanspruchungszustände, sprich unter TMF-Belastung, zu ermitteln. Die Berechnung der Rissspitzenbeanspruchungen innerhalb der Be- und Entlastungsrampen ist hier grundsätzlich möglich, sofern temperaturabhängige bilineare Fließkurvenanpassungen hinterlegt werden. Sofern sich innerhalb der Haltezeiten zeitlich variante Temperaturen einstellen, ist ebenso prinzipiell eine adäquate Berechnung des Parameters $(C_t)_{\text{avg}}$ denkbar.

Ein weiterer in diesem Zusammenhang zu erwähnender Beanspruchungsfall stellt das Vorhandensein von Beanspruchungszuständen dar, welche direkt durch thermische Gradienten induziert werden. Bekannterweise sind solche Beanspruchungscharakteristika mit Eigenspannungszuständen gleichzusetzen, welche zu integralen und damit global resultierenden Kräften von Null führen. Inwieweit das hier entwickelte, auf globale Beanspruchungsgrößen fußende Konzept in der Lage ist, plausible Rissspitzenbeanspruchungen abzuleiten bzw. wie das Konzept für diesen wichtigen und praktisch relevanten Fall geeignet zu erweitern ist (vgl. [194]), sollte in entsprechenden Anschlussarbeiten weiter untersucht werden.

Ferner sind unsymmetrische Belastungen, sprich R -Verhältnisse welche von -1 abweichen, prinzipiell problematisch, da es hier potentiell zu globalem oder lokal begrenztem „Ratcheting“ kommt. Es ist davon auszugehen, dass unter diesen Umständen die Rissspitzenbeanspruchung insbesondere während der Haltezeiten und auch der Betrag des Risssschließens historienabhängig ist. Historienabhängig bedeutet in diesem Zusammenhang, dass das Ergebnis der Rissspitzenbeanspruchung nicht mehr unabhängig von der Risswachstumsrechnung ermittelt werden kann. Vielmehr ist ein inkrementelles Vorgehen zu verfolgen und eine Möglichkeit zu entwickeln, die tatsächlich absolvierten Zyklen pro Risswachstumsinkrement innerhalb des Berechnungskonzeptes zu berücksichtigen.

Trotz der zuvor genannten aktuell offenen und im Rahmen einer Weiterentwicklung des vorgestellten Konzepts zu adressierenden Punkte wurde das Konzept angewendet, um die beiden durchgeführten anisothermen Versuche an gekerbten Hohlproben uA16dk93 und uA16dk99 (vgl. Tabelle 4.5.4) hinsichtlich ihrer bruchmechanischen Stützziffer zu bewerten. Grundsätzlich sind die zuvor genannten Aspekte und aktuellen Einschränkungen für diese Art der Versuche von Bedeutung, da sowohl zeitlich variante Temperaturen vorherrschen als auch ein von -1 abweichendes R -Verhältnis vorliegt. Ebenso erfolgten die Anpassungen der verwendeten Werkstoffbeschreibungen, insbesondere die Kriechbeschreibung nach Garofalo, bisher lediglich mit dem Fokus auf einer Temperatur von 600°C. Entsprechend führte die Anwendung des Konzepts, insbesondere für die mild gekerbte Variante, im anisothermen Fall bisher zu nicht konservativen Vorhersagen, wie in Abbildung 9.0.1 dargestellt.

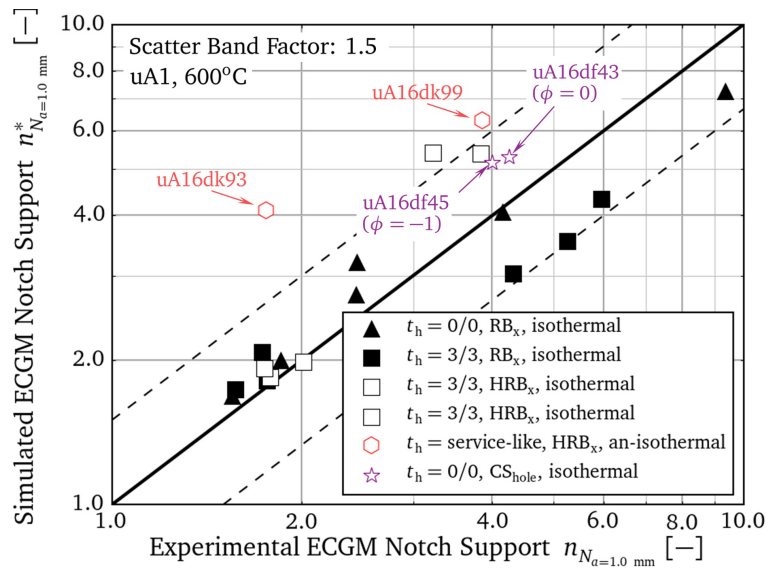


Abbildung 9.0.1: Erweiterung des in Abbildung 7.0.6 gezeigten Vergleichs der experimentell ermittelten Stützziffer mit dem Ergebnis der Anwendung des entwickelten Berechnungskonzepts für die durchgeführten beiden anisothermen Versuche (vgl. Tabelle 4.5.4) und exemplarisch für zwei durchgeführte Kreuzprobenversuche (vgl. Tabelle 4.5.5)

Weitere Forschungsarbeiten sollten hier ansetzen, so dass das Potential der bruchmechanischen Stützwirkung, welches auch für diese Fälle experimentell nachgewiesen wurde, auch rechnerisch in ausreichend abgesicherter Form ausgeschöpft werden kann.

Sofern es aufgrund der Hochtemperaturbeanspruchung zu einer signifikanten Oxidbildung im Bereich der Rissflanken kommt, stellt der vom Konzept quantifizierte Mechanismus des plastizitätsinduzierten Risssschließens nicht mehr den alleinigen Risssschließmechanismus dar. Vielmehr ist in einem solchen Fall ebenso ein überlagertes, oxidationsinduziertes Risssschließen, entweder auf Basis einer analytischen Beschreibung oder explizit innerhalb der FEM, abzubilden. Die Umsetzung innerhalb der FEM könnte beispielsweise durch eine künstliche zeitabhängige Änderung der Elementkantenlänge normal zur Rissflanke, sprich eine künstliche Aufdickung proportional zum Oxidschichtdickenwachstum, erfolgen.

Sofern entsprechend abweichende und definierte globale mehrachsige Beanspruchungszustände bzw. „Constraints“ (vgl. [195, 196]) vorliegen, beeinflusst dies maßgeblich das Fließvermögen. Dies wiederum beeinflusst die sich ausbildende Ausprägung der inelastischen Zone und damit den Betrag des PICC. Aufgrund der FEM-basierten Formulierung ist davon auszugehen, dass dieser Einflussparameter vom Konzept in adäquater Weise wiedergegeben werden kann, was ebenso durch erste Nachrechnungen der durchgeführten Kreuzprobenversuche bestätigt werden konnte (vgl. Abbildung 9.0.1: uA16df43 & uA16df45). Diese Untersuchungen sind im Rahmen geeigneter weiterführender systematischer Versuche an Kreuzproben unter definierten biaxialen Belastungen fortzuführen und entsprechend aufzuarbeiten und zu diskutieren.

Weitere Einschränkungen der Anwendbarkeit betreffen die momentan ausschließliche Möglichkeit zur Abbildung rotationssymmetrischer Strukturen innerhalb des FEM-basierten Konzepts. Eine sinnvolle Erweiterung des Anwendungsbereichs auf allgemeine dreidimensionale Strukturen und Rissformen führt zu weiteren konzeptionellen und strukturellen Fragen. Zum einen ist die Frage zu stellen, wie auf Basis energetischer Betrachtungen lokale, vom Risspfad abhängige Risspitzenbeanspruchungen abzuleiten sind. Einen Lösungsansatz könnte hier ein entsprechend selektives Knotenlösen entlang des Risspfades

darstellen oder auch eine lokal begrenzte energetische Energiebilanzbetrachtung. Zur letztendlichen Realisierung des Rissfortschritts ist sicherlich die angewendete Knotenlösetechnik entlang einer Symmetrieebene zu überdenken und stattdessen auf „Adaptive-Re-Meshing“-Ansätze (vgl. [197]), wie sie beispielsweise in FRANC3D [198, 199], ZENCRACK [200, 201] oder ADAPCRACK3D [202] umgesetzt sind, zurückzugreifen. Die genannten Programmsysteme sind allerdings momentan weitgehend auf linear elastisches Materialverhalten und damit auf linear elastische Bruchmechanikansätze beschränkt. Ebenso wird Risssschließen meist nur anhand einer zusätzlich eingeführten analytischen Risssschließfunktion berücksichtigt. Eine explizite Simulation von PICC würde ebenso die Möglichkeit einer elastisch-plastischen Rechnung erfordern, welche aktuell nicht ohne Weiteres umzusetzen ist. Ähnliche Einschränkungen bringt nach wie vor die Anwendung der sogenannten „Extended Finite Element Method“ kurz „XFEM“ (vgl. [203, 204]) mit sich. Gegebenenfalls ist zur Lösung des Problems ein zweistufiger Ansatz denkbar, so dass im Rahmen einer ersten, vereinfachten Berechnung mit einer der beiden zuvor genannten Methoden die Risswachstumsebene bzw. entsprechend Flächen eines sich inkrementell ausbreitenden Anrisses ermittelt werden. Dieses Ergebnis könnte zur Erstellung eines regulären Netzes dienen, welches in einem zweiten Schritt die Basis für eine zyklisch elastisch-plastische PICC-Simulation bietet, so dass die in dieser Arbeit vorgestellten energetischen Auswertemethoden und Materialdefinitionen mit entsprechenden Erweiterungen zur Bestimmung der Risswachstumsgeschwindigkeiten verwendet werden könnten.

Zu klären und zu quantifizieren ist weiterhin die Ursache des experimentell festgestellten Lebensdauerunterschieds im Bereich bis zur Ausbildung von Risstiefen < 0.2 mm. Da dieser momentan innerhalb des rein makrorisswachstumsbasierten Konzepts nicht berücksichtigt ist, können die hier ermittelten Ergebnisse der Stützziffer damit sogar als konservativ eingeschätzt werden. Aufgrund der Tatsache, dass dieser Lebensdauerunterschied vor allem bei scharf gekerbten Varianten dominant beobachtet wurde, könnte eine Auswertung des statistischen Größeneinflusses (vgl. Anhang A) hier zukünftig einen möglichen Erklärungsansatz darstellen.

Insgesamt bietet die hier dokumentierte Arbeit ein signifikantes Potential, das frühe Risswachstumsverhalten in einem zyklisch viskoplastischen Kerbspannungsfeld rechnerisch zu erfassen. Damit lässt sich nicht nur der lebensdauerbegünstigende Effekt der bruchmechanischen Stützwirkung produktiv nutzen. Ebenso kann das Konzept verwendet werden, um bruchmechanische Bewertungen für Risstiefenbereiche > 1 mm, beispielsweise für Fälle bei denen eine adäquate Quantifizierung des plastizitätsinduzierten Risssschließens eine dominante Rolle spielt, durchzuführen. Eine Weiterentwicklung der bisher erarbeiteten Konzeptbeschreibung vor dem Hintergrund der in diesem Kapitel aufgeführten Aspekte ist aus Sicht des Autors daher unbedingt anzustreben und aktuell im Rahmen von zwei bereits initiierten, weiteren geförderten Vorhaben in konkreter Planung.



Literaturverzeichnis

- [1] *Leitfaden für eine Betriebsfestigkeitsberechnung*, Verein Deutscher Eisenhüttenleute (VDEh), 1.Aufl. 1977, 3.Aufl. 1995
- [2] *Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile*, Forschungskuratorium Maschinenbau, Heft 183-2 (Richtlinie), 1.Aufl. 1994
- [3] *Eurocode 3: Design of steel structures. Part 1-1: General rules and rules for buildings, Fatigue*, ENV1993-1, 1992
- [4] DOWLING, N. E. ; BROSE, W. R. ; WILSON, W. K.: Notched Member Fatigue Life Predictions by the Local Strain Approach. In: WETZEL, R.M. (Hrsg.): *Fatigue under Complex Loading*, Vol. 6 of *Advances in Engineering*, 1977
- [5] *Unbefeuerte Druckbehälter - Teil 3: Konstruktion*, DIN EN 13445-3, 2002
- [6] FIEDLER, M. ; VORMWALD, M.: Berechnung von Anrisslebensdauern auf Basis des Örtlichen Konzepts. In: *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 47 (2016), Nr. 10, S. 887 – 896
- [7] FIEDLER, M. ; VORMWALD, M.: Considering fatigue load sequence effects by applying the Local Strain Approach and a fracture mechanics based damage parameter. In: *Theoretical and Applied Fracture Mechanics* 83 (2016), S. 31 – 41
- [8] THUM, A. ; BAUTZ, W.: Die "Gestaltfestigkeit": der Einfluss der Form auf die Festigkeitseigenschaften. In: *Schweizerische Bauzeitung* 105/106 (1935), Nr. 3, S. 887 – 896
- [9] SIEBEL, E. ; STIELER, M.: Ungleichförmige Spannungsverteilung bei schwingender Beanspruchung. In: *VDI-Zeitschrift* 97 (1955), Nr. 5, S. 121 – 152
- [10] *Empfehlung für die Festigkeitsberechnung metallischer Bauteile*, VDI-Richtlinie, VDI 2226, 1965
- [11] *Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile*, Forschungskuratorium Maschinenbau, 6. überarbeitete Ausgabe, 2012
- [12] RADAJ, D. ; VORMWALD, M.: *Ermüdungsfestigkeit - Grundlagen für Ingenieure*. Springer-Verlag, 2007
- [13] KULLIG, E. ; VORMWALD, M. ; HERTEL, O. ; ESDERTS, A. ; HINKELMANN, H.: Weiterentwicklung des Ermüdungsfestigkeitsnachweises. In: *Tagung Deutscher Verband für Materialforschung und -prüfung e.V. DVM* (2010), S. 139 – 150
- [14] LIU, J.: *Dauerfestigkeitsberechnung metallischer Bauteile*, TU Clausthal-Zellerfeld, Habilitationsschrift, 2001
- [15] HERTEL, O. ; VORMWALD, M.: Statistical and geometrical size effects in notched members based on weakest-link and short-crack modelling. In: *Engineering Fracture Mechanics* 965 (2012), S. 72 – 83
- [16] DIEMAR, A. ; THUMSER, R. ; BERGMANN, W.: Statistischer Größeneinfluss und Bauteilfestigkeit. In: *Materialprüfung* 46 (2004), Nr. 1,2, S. 16 – 12

-
- [17] NEUBER, H.: Über die Berücksichtigung der Spannungskonzentration bei Festigkeitsberechnungen. In: *Konstruktion* 20 (1968), Nr. 7, S. 245 – 251
- [18] VORMWALD, M.: *Anrißlebensdauervorhersage auf der Basis der Schwingbruchmechanik für kurze Risse*, TU Darmstadt, Dissertation, 1989
- [19] HADDAD, M. H. E. ; TOPPER, T. H. ; SMITH, K. N.: Prediction of non propagating cracks. In: *Engineering Fracture Mechanics* 11 (1979), Nr. 3, S. 573 – 584
- [20] HÄNEL, B. u. a.: *Ein verbessertes Berechnungskonzept des statischen Festigkeitsnachweises und des Ermüdungsfestigkeitsnachweises für nichtgeschweißte und geschweißte Maschinenbauteile nach der FKM-Richtlinie ‚Festigkeitsnachweis‘*. Abschlussbericht zum Vorhaben AiF 15361 BG/1-4, FKM-Heft 306, 2010
- [21] *Betriebsfestigkeit auf der Grundlage örtlicher Beanspruchungen*. Seminarunterlagen, Fachgebiet Werkstoffmechanik, TU Darmstadt, 2009
- [22] STEGMEYER, R.: *Experimentelle und numerische Simulation des Bauteilverhaltens unter Wärmewechselbeanspruchung*. Technisch.-wissenschaftliche Berichte der Staatlichen Materialprüfungsanstalt Universität Stuttgart, 1985
- [23] *Final Reports of Brite-Euram C-FAT Project*. Appendix I, CFAT/T7/GEC/323a, 1996
- [24] COLOMBO, F.: *Service-like thermo-mechanical fatigue characteristics of 1CrMoV rotor steel*, ETH Zürich, Dissertation, 2007
- [25] KONTERMANN, C. ; ALMSTEDT, H.: Eine Methode zur Berechnung zyklischer, effektiver J -Integrale mittels FEM zur Abschätzung von Stützziffern für den LCF-Bereich. In: *46. Tagung DVM Arbeitskreis Bruchvorgänge*, 2014, S. 129 – 138
- [26] SCHWIENHEER, M.: *Statisches und zyklisches Hochtemperaturverhalten der 600°C-Dampfturbinenstähle (G)X12CrMoWVNbN10-1-1*, TU Darmstadt, D17, Dissertation, 2004
- [27] CUI, L.: *Zum Einfluss der komplexen Kriechermüdungsbeanspruchung auf die Lebensdauer am Beispiel des Turbinenwerkstoffes X12CrMoWVNbN10-1-1*, TU Darmstadt, D17, Dissertation, 2011
- [28] KLOOS, K. H.: Einfluss des Oberflächenzustandes und der Probengröße auf die Schwingfestigkeits-eigenschaften. In: *VDI-Schwingungstagung, VDI-Bericht Nr. 268*, 1976, S. 63 – 76
- [29] LAUE, S.: *Experimentelle und theoretische Untersuchungen zur Ausbreitung kurzer Ermüdungsrisse in gekerbten Proben des Stahls Cm15*, Universität Bremen, Dissertation, 2004
- [30] INOUE, T. ; SAKANE, M. ; FUKUDA, Y. ; IGARI, T. ; MIYAHARA, M. ; OKAZAKI, M.: Fatigue-creep life prediction for a notched specimen of $2\frac{1}{4}$ Cr-1Mo steel at 600°C. In: *Nuclear Engineering and Design* 150 (1994), S. 141 – 149
- [31] SHATIL, G. ; ELLISON, E. G. ; SMITH, D. J.: Elastic Plastic Behavior and Uniaxial Low Cycle Fatigue Life of Notched Specimens. In: *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* 18 (1995), Nr. 2, S. 235 – 245
- [32] SIMON, A.: *Zur Berechnung betriebsnah belasteter Hochtemperaturbauteile mit einem konstitutivem Werkstoffmodell*, TU Darmstadt, D17, Dissertation, 2007

- [33] SAMIR, A.: *Konstitutive Werkstoffbeschreibung im Kriech- und Kriechermüdungsbereich am Beispiel des warmfesten Schmiedestahls 28CrMoNiV4-9*, TU Darmstadt, D17, Dissertation, 2006
- [34] DIEHL, H.: *Zum Zeitstandkerbverhalten des Stahles 21 CrMoV 5 7*, TU Darmstadt, D17, Dissertation, 1977
- [35] GOLDHOFF, R. M. ; BROTHERS, A. J.: The Influence of Notches on Mechanical Behavior at Elevated Temperatures: Some Metallographic Observations. In: *Journal of Basic Engineering* 90 (1968), S. 37 – 44
- [36] EWALD, J.: Verminderung des Verformungsvermögens bei mehrachsigen Spannungszuständen unter Kriechbeanspruchung. In: *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 22 (1991), S. 359 – 369
- [37] LEIDERMARK, D. ; MOVERARE, J. ; SIMONSSON, K. ; SJÖSTRÖM, S.: A combined critical plane and critical distance approach for predicting fatigue crack initiation in notched single-crystal superalloy components. In: *International Journal of Fatigue* 33 (2011), Nr. 10, S. 1351 – 1359
- [38] DANKERT, M.: *Ermüdungsrisswachstum in Kerben - Ein einheitliches Konzept zur Berechnung von Anriss- und Rissfortschrittslebensdauern*, TU Darmstadt, D17, Dissertation, 1999
- [39] J. C. NEWMAN, Jr.: A Crack Opening Stress Equation for Fatigue Crack Growth. In: *International Journal of Fracture* 24 (1984), S. R131 – R135
- [40] MAIERHOFER, J. ; GÄNSER, H.-P. ; PIPPAN, R.: Modified Kitagawa–Takahashi diagram accounting for finite notch depths. In: *International Journal of Fatigue* 70 (2015), S. 503 – 509
- [41] HEITMANN, H. H. ; VEHOFF, H. ; NEUMANN, P.: Life Prediction for random load fatigue based on the growth behavior of microcracks. In: *Advances in Fracture Research 84 - Proceedings of the International Conference on Fracture 6*, 1984, S. 3599 – 3606
- [42] SEIFERT, T. ; RIEDEL, H.: Mechanism-based thermomechanical fatigue life prediction of cast iron, Part I: Models. In: *International Journal of Fatigue* 32 (2010), S. 1358 – 1367
- [43] METZGER, M. ; SEIFERT, T.: A Mechanism-Based Model for LCF/HCF and TMF/HCF Life Prediction: Multiaxial Formulation, Finite-Element Implementation and Application to Cast Iron. In: *Technische Mechanik* 32 (2012), Nr. 2-5, S. 435 – 445
- [44] SCHWEIZER, C.: *Physikalisch basierte Modelle für Ermüdungsrisswachstum und Anrisslebensdauer unter thermischen und mechanischen Belastungen*, Karlsruher Institut für Technologie, Dissertation, 2013
- [45] MOHRMANN, R.: Lebensdauervorhersage von Abgaskomponenten. In: *Symposium: Simulation in der Produkt- und Prozessentwicklung*, 2003, S. 49 – 54
- [46] EWEST, D. ; ALMROTH, P. ; LEIDERMARK, D. ; SIMONSSON, K. ; SJÖDIN, B.: Fatigue crack propagation in a ductile superalloy at room temperature and extensive cyclic plastic flow. In: *International Journal of Fatigue* 80 (2015), S. 40 – 49
- [47] SKELTON, R. P.: Application of small specimen crack growth data to engineering components at high temperature. In: *Low Cycle Fatigue / a symposium*. New York, 1985
- [48] AHMAD, H. Y. ; YATES, J. R.: An Elastic-Plastic Model for Fatigue Crack Growth at Notches. In: *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* 17 (1994), Nr. 6, S. 651 – 660

-
- [49] DOWLING, N. E.: Notched member fatigue life predictions combining crack initiation and propagation. In: *Fatigue of Engineering Metals and Structures* 2 (1979), S. 129 – 138
- [50] MOFTAKHAR, A. ; BUCZYNSKI, A. ; GLINKA, G.: Calculation of elasto-plastic strains and stresses in notches under multiaxial loading. In: *International Journal of Fracture* 70 (1995), S. 357 – 373
- [51] RÖSLER, J. ; HARDERS, H. ; BÄKER, M.: *Mechanisches Verhalten der Werkstoffe*. Springer, 2012
- [52] EVANS, R. W. ; WILSHIRE, B.: *Creep of metals and alloys*. The Institute of Metals, London, 1985
- [53] BÜRCEL, R.: *Handbuch Hochtemperatur-Werkstofftechnik*. Vieweg, 1998
- [54] SOCIE, D.: Critical plane approaches for multiaxial fatigue damage assessment. In: *Advances in multiaxial fatigue*, ASTM (1993), S. 7 – 36
- [55] ODQVIST, F. K. G. ; HULT, J.: *Kriechfestigkeit metallischer Werkstoffe*. Springer, 1962
- [56] ILSCHNER, B.: *Hochtemperatur-Plastizität*. Springer, 1973
- [57] REPPICH, B.: Ein auf Mikromechanismen abgestütztes Modell der Hochtemperaturfestigkeit und Lebensdauer für teilchengehärtete Legierungen. In: *Zeitschrift für Metallkunde* 73 (1992), S. 697 – 705
- [58] DÖRING, R.: *Zum Deformations- und Schädigungsverhalten metallischer Werkstoffe unter mehrachsiger nichtproportionalen zyklischen Beanspruchungen*, TU Darmstadt, Dissertation, 2006
- [59] GROSS, D. ; HAUGER, W. ; WRIGGERS, P.: *Technische Mechanik, Band 4: Hydromechanik, Elemente der höheren Mechanik, Numerische Methoden*. Springer-Verlag, 2007
- [60] GROSS, D.: *Bruchmechanik*. Springer-Verlag, 1996
- [61] RAMBERG, W. ; OSGOOD, W. R.: *Description of stress-strain curves by three parameters*, Technical Note No. 902, National Advisory Committee for Aeronautics, 1943
- [62] MISES, R. v.: Mechanik der festen Körper im plastisch deformablen Zustand. In: *Nachrichten von der Gesellschaft der Wissenschaften zu Göttingen* 4 (1913), S. 582 – 592
- [63] MASING, G.: Eigenspannungen und Verfestigung beim Messing. In: *Proceedings of the 2nd International Congress of Applied Mechanics*, 1926, S. 332 – 335
- [64] ARMSTRONG, P. J. ; FREDERICK, C. O.: *A mathematical representation of the Multiaxial Bauschinger Effect*. G.E.G.B. Report RD/B/N 731, 1966
- [65] CHABOCHE, J. L. ; VAN, K. D. ; CORDIER, G.: Modelization of the strain memory effect on the cyclic hardening of 316 stainless steel. In: JAEGER, T.A. (Hrsg.) ; BOLEY, B.A. (Hrsg.): *Structural mechanics in reactor technology. Transactions. Vol. L*, 1979, S. L11/3 (1 – 10)
- [66] DASSAULT SYSTEMS, Simulia: *Abaqus 6.13 Manual Collection*. 2013
- [67] PENNY, R. K. ; MARRIOTT, D. L.: *Design for Creep*. Chapman & Hall, 1995
- [68] GOLDMAN, N. L. ; HUTCHINSON, J. W.: Fully Plastic Crack Problems: The Center-Cracked Strip Under Plane Strain. In: *International Journal of Solids and Structures* 11 (1975), S. 575 – 591

- [69] KLOOS, K. H. ; GRANACHER, J. ; OEHL, M.: Beschreibung des Zeitdehnverhaltens warmfester Stähle - Teil 1: Kriechgleichungen für Einzelwerkstoffe. In: *Materialwissenschaften und Werkstofftechnik* 24 (1993), S. 287 – 295
- [70] KLOOS, K. H. ; GRANACHER, J. ; OEHL, M.: Beschreibung des Zeitdehnverhaltens warmfester Stähle - Teil 2: Kriechgleichungen für die Stahlsorten 10 CrMo 9 10 und X 20(22) CrMoV 12 1. In: *Materialwissenschaften und Werkstofftechnik* 24 (1993), S. 331 – 338
- [71] RECKWERTH, D. ; TSAKMAKIS, C.: The Principle of Generalized Energy Equivalence in Continuum Damage Mechanics. In: *Deformation and Failure of Metallic Continua* (2003), S. 381 – 406
- [72] KLENK, A. ; SCHEMMEL, J. ; MAILE, K.: Modelling Deformation and Damage of High Temperature Steels under Creep-Fatigue Loading. In: *Transactions of the Indian Institute of Metals* 58 (2005), Nr. 2-3, S. 481 – 487
- [73] OHASHI, Y. ; OHNO, N. ; KAWAI, M.: Evaluation of Creep Constitutive Equations for Type 304 Stainless Steel Under Repeated Multiaxial Loading. In: *Journal of Engineering Materials and Technology* 104 (1982), S. 159 – 164
- [74] KLOOS, K. H. ; GRANACHER, J. ; MÜLLER, B.: Zyklisches Zeitstandverhalten warmfester Kraftwerkstähle im Zugbereich, unter intermittierender Beanspruchung und im Zug-Druck-Bereich. In: *VGB Kraftwerkstechnik* 75 (1995), Nr. 12, S. 1059 – 1064
- [75] LARSON, F. R. ; MILLER, J.: A time-temperature relationship for rupture and creep stresses. In: *ASME Transactions* Bd. 74, 1952, S. 765 – 775
- [76] SURESH, S.: *Fatigue of materials*. Cambridge Solid State Science Series, 1998
- [77] TAYLOR, D.: Fatigue of Short Cracks: The Limitations of Fracture Mechanics. In: *The behaviour of Short Fatigue Cracks*, EGF Publication 1, 1986
- [78] VORMWALD, M.: Rissentstehung und Kurzrisswachstum unter Schwingbelastung. In: *DVM-Bericht 234 Bruchvorgänge* (2002), S. 19 – 35
- [79] ANDERSON, T. L.: *Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications*. CRC Press, 1994
- [80] WILLIAMS, M. L.: On the Stress Distribution at the Base of a Stationary Crack. In: *Journal of Applied Mechanics* 24 (1957), S. 109 – 114
- [81] IRWIN, G. R.: Analysis of Stresses and Strains near the End of a Crack Traversing a Plate. In: *Journal of Applied Mechanics* 24 (1957), S. 361 – 364
- [82] CHEREPANOV, G. P.: Crack propagation in continuous media. In: *Journal of Applied Mathematics and Mechanics* 31 (1967), Nr. 3, S. 503 – 512
- [83] GRIFFITH, A. A.: The Phenomena of Rupture and Flow in Solids. In: *Philosophical Transactions Series A* 221 (1920), S. 163 – 198
- [84] KUNA, M.: *Numerische Beanspruchungsanalyse von Rissen*. Springer-Verlag, 2008
- [85] KONTERMANN, C.: *Beschreibung des Risswachstumsverhaltens bis zum Technischen Anriss unter Berücksichtigung bauteilnaher Spannungszustände*, Universität Duisburg-Essen, Masterthesis, 2013

-
- [86] RICE, J. R.: A Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks. In: *Journal of Applied Mechanics* 35 (1968), S. 379 – 386
- [87] ESHELBY, J. D.: The Continuum Theory of Lattice Defects. Academic Press, 1956, S. 79 – 144
- [88] ESHELBY, J. D.: The elastic energy-momentum tensor. In: *Journal of Elasticity* 5 (1975), Nr. 3, S. 321 – 335
- [89] HUTCHINSON, J. W.: Singular Behaviour at the End of a Tensile Crack in a Hardening Material. In: *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 16 (1968), S. 13 – 31
- [90] RICE, J. R. ; ROSENGREN, G. F.: Plane Strain Deformation near a Crack Tip in a Power-Law Hardening Material. In: *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 16 (1968), S. 1 – 12
- [91] BROCKS, W. ; KLINGBEIL, D. ; OLSCHESKI, J.: *Lösung der HRR-Feld-Gleichungen der elastisch-plastischen Bruchmechanik*. Forschungsbericht 175, Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung, Berlin, 1990
- [92] TURNER, C. E.: A re-assessment of ductile tearing resistance (Part I and II). In: *Fracture Behaviour and Design of Materials and Structures (ECF8 Proceedings)* Bd. 2. 1990, S. 933 – 968
- [93] BROCKS, W. ; CORNEC, A. ; SCHEIDER, I.: *Computational Aspects of Nonlinear Fracture Mechanics*. GKSS 2003/30, Karlsruhe, 2002
- [94] KUMAR, V. ; GERMAN, M. D. ; SHIH, C. F.: *An engineering approach for elastic-plastic fracture analysis*. GE-EPRI Report NP1931, 1981
- [95] DOWLING, N. E. ; IYER, N. S.: Fatigue crack growth and closure at high cyclic strains. In: *Materials Science and Engineering* 96 (1987), S. 99 – 107
- [96] BANKS-SILLS, L. ; VOLPERT, Y.: Application of the cyclic J -integral to fatigue crack propagation of Al 2024-T351. In: *Engineering Fracture Mechanics* 40 (1991), Nr. 2, S. 355 – 370
- [97] CHEN, W. ; CHEN, H.: Cyclic J -integral using the Linear Matching Method. In: *International Journal of Pressure Vessels and Piping* 108-109 (2013), S. 72 – 80
- [98] OCHENSBERGER, W. ; KOLEDNIK, O.: Physically appropriate characterization of fatigue crack propagation rate in elastic-plastic materials using the J -integral concept. In: *International Journal of Fracture* 192 (2015), S. 25 – 45
- [99] HOFF, N. J.: Approximate Analysis of Structures in the Presence of Moderately Large Creep Deformations. In: *Quarterly of Applied Mathematics* 12 (1954), Nr. 1, S. 49 – 55
- [100] RIEDEL, H.: Cracks Loaded in Anti-Plane Shear under Creep Conditions. In: *Zeitschrift für Metallkunde* 69 (1978), Nr. 12, S. 755 – 760
- [101] RIEDEL, H.: *Fracture at High Temperatures*. Springer, 1987
- [102] EHLERS, R. ; RIEDEL, H.: A Finite Element Analysis of Creep Deformation in a Specimen Containing Macroscopic Cracks. In: *Proceedings of the 5th International Conference on Fracture*, 1981, S. 691 – 698

-
- [103] RIEDEL, H.: Crack-Tip Stress Fields and Crack Growth Under Creep-Fatigue Conditions. In: *Elastic-Plastic Fracture: Second Symposium, Volume I - Inelastic Crack Analysis*, ASTM STP 803, 1983, S. I-505 – I-520
- [104] SAXENA, A.: Creep Crack Growth under Non-Steady-State Conditions. In: *Fracture Mechanics: Seventeenth Volume*, ASTM STP 905, 1986, S. 185 – 201
- [105] SAXENA, A.: Creep and creep-fatigue crack growth. In: *International Journal of Fracture* 191 (2015), Nr. 1, S. 31 – 51
- [106] GIESEKE, B. ; SAXENA, A.: Correlation of Creep-fatigue Crack Growth Rates Using Crack-tip Parameters. In: SALAMA, K. (Hrsg.) ; RAVI-CHANDAR, K. (Hrsg.) ; TAPLIN, D. M. R. (Hrsg.) ; RAO, P. R. (Hrsg.): *Advances in Fracture Research* Bd. 1, 1989, S. 189 – 196
- [107] YOON, K. B. ; SAXENA, A. ; LIAW, P. K.: Characterization of creep-fatigue crack growth behavior under trapezoidal waveshape using C_t -parameter. In: *International Journal of Fracture* 59 (1993), Nr. 2, S. 95 – 114
- [108] GROVER, P. S. ; SAXENA, A.: Modelling the effect of creep-fatigue interaction on crack growth. In: *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* 22 (1999), Nr. 2, S. 111 – 122
- [109] LANDES, J. D. ; BEGLEY, J. A.: A Fracture Mechanics Approach to Creep Crack Growth. In: *Mechanics of Crack Growth*, ASTM STP 590, 1976, S. 128 – 148
- [110] KIM, Y.-J.: Contour integral calculations for generalised creep laws within abaqus. In: *International Journal of Pressure Vessels and Piping* 78 (2001), Nr. 10, S. 661 – 666
- [111] BANTHIA, V. ; MUKHERJEE, S.: Boundary-Element Analysis of Stresses in a Creeping Plate with a Crack. In: *Elastic-Plastic Fracture: Second Symposium, Volume I - Inelastic Crack Analysis*, ASTM STP 803, 1983, S. I-637 – I-653
- [112] ZHAO, L. G. ; TONG, J. ; BYRNE, J.: Finite element simulation of creep-crack growth in a nickel base superalloy. In: *Engineering Fracture Mechanics* 68 (2001), Nr. 10, S. 1157 – 1170
- [113] SAXENA, A.: Recent Advances in Elevated Temperature Crack Growth and Models for Life Prediction. In: SALAMA, K. (Hrsg.) ; RAVI-CHANDAR, K. (Hrsg.) ; TAPLIN, D. M. R. (Hrsg.) ; RAO, P. R. (Hrsg.): *Advances in Fracture Research* Bd. 1, 1989, S. 1675 – 1688
- [114] LEUNG, C.-P. ; MCDOWELL, D. L.: Inclusion of primary creep in the estimation of the C_t parameter. In: *International Journal of Fracture* 46 (1990), Nr. 2, S. 81 – 104
- [115] MÜLLER, F. ; SCHOLZ, A. ; BERGER, C.: Influence of Crack-Surface Oxidation on Creep-Fatigue Crack Behavior of 1Cr- and 10Cr-Steels. In: *Journal of ASTM International* 2 (2005), Nr. 4, S. 1 – 16
- [116] MCCLUNG, R. C. ; SEHITOGLU, H.: Closure Behavior of Small Cracks Under High Strain Fatigue Histories. In: *Mechanics of Fatigue Crack Closure*, ASTM STP 982, 1988
- [117] IYYER, N. S. ; DOWLING, N. E.: Opening and closing of cracks at high cyclic strains. In: *Small fatigue cracks; Proceedings of the Second International Conference/Workshop*, 1986, S. 213 – 223
- [118] DAVIDSON, D. L.: Plasticity Induced Fatigue Crack Closure. In: *Mechanics of Fatigue Crack Closure*, ASTM STP 982, 1988

-
- [119] RIE, K.-T. ; SCHUBERT, R. ; RIE, K.-T. (Hrsg.): *Note on the Crack Closure Phenomenon in Low - Cycle Fatigue*. Springer, 1987. – 575 – 580 S.
- [120] DONALD, J. K. ; PHILLIPS, E. P.: Analysis of the Second ASTM Round-Robin Program on Opening-Load Measurement Using the Adjusted Compliance Ratio Technique. In: McCLUNG, R. C. (Hrsg.) ; NEWMAN, J. C. Jr. (Hrsg.): *Advances in Fatigue Crack Closure Measurement and Analysis: Second Volume, ASTM STP 1343*, 1999, S. 79 – 93
- [121] PIPPAN, R. ; GROSINGER, W.: Fatigue crack closure: From LCF to small scale yielding. In: *International Journal of Fatigue* 46 (2013), S. 41 – 48
- [122] VORMWALD, M.: Effect of cyclic plastic strain on fatigue crack growth. In: *International Journal of Fatigue* (2016), Nr. 82, S. 80 – 88
- [123] ELBER, W.: Fatigue crack closure under cyclic tension. In: *Engineering Fracture Mechanics* 2 (1970), Nr. 1, S. 37 – 44
- [124] KENDALL, J. M. ; JAMES, M. N. ; KNOTT, J. F.: The Behaviour of Physically Short Fatigue Cracks in Steels. In: *The behaviour of Short Fatigue Cracks*, EGF Publication 1, 1986
- [125] DUGDALE, D. S.: Yielding of steel sheets containing slits. In: *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 8 (1960), Nr. 2, S. 100 – 104
- [126] *Bruchmechanischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile*, Forschungskuratorium Maschinenbau, 3. überarbeitete Ausgabe, 2009
- [127] LALOR, P. ; SEHITOGLU, H. ; McCLUNG, R. C.: Mechanics Aspects of Small Crack Growth from Notches - the Role of Crack Closure. In: *The behaviour of Short Fatigue Cracks*, EGF Publication 1, 1986
- [128] SKELTON, R. P. ; PRIEST, R. H. ; MILLER, D. A. ; REES, C. J.: Validation and background of crack opening and closing relation for use in high temperature assessment. In: *Proceedings of the Conference on Engineering Against Fatigue*, 1999, S. 683 – 692
- [129] R5: *Assessment Procedure for the High Temperature Response of Structures*. Issue 3. United Kingdom, 2003
- [130] SOLANKI, K. ; DANIEWICZ, S. R. ; NEWMAN, J. C. Jr.: Finite element analysis of plasticity induced fatigue crack closure: an overview. In: *Engineering Fracture Mechanics* 71 (2004), Nr. 2, S. 149 – 171
- [131] ANTUNES, F. V. ; RODRIGUES, D. M.: Numerical simulation of plasticity induced crack closure: Identification and discussion of parameters. In: *Engineering Fracture Mechanics* 75 (2008), Nr. 10, S. 3101 – 3120
- [132] VORMWALD, M. ; RADAJ, D.: *Advanced Methods of Fatigue Assessment*. Springer, 2013
- [133] McCLUNG, R. C.: Finite element visualization of fatigue crack closure in plane stress and plane strain. In: *International Journal of Fracture* 50 (1991), Nr. 1, S. 27 – 49
- [134] PARK, S.-J. ; EARMME, Y.-Y. ; SONG, J.-H.: Determination of the most appropriate mesh size for a 2-D Finite Element Analysis of Fatigue Crack Closure Behaviour. In: *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* 20 (1997), Nr. 4, S. 533 – 545

-
- [135] SOLANKI, K. ; DANIEWICZ, S. R. ; NEWMAN, J. C. Jr.: Finite element modeling of plasticity induced crack closure with emphasis on geometry and mesh refinement effects. In: *Engineering Fracture Mechanics* 70 (2003), Nr. 12, S. 1457 – 1489
- [136] LEE, H.-J. ; SONG, J.-H.: Influence of minimum element size to determine crack closure stress by the finite element method. In: *Engineering Fracture Mechanics* 72 (2005), Nr. 3, S. 337 – 355
- [137] MATOS, P. F. P. ; NOWELL, D.: On the accurate assessment of crack opening and closing stresses in plasticity-induced fatigue crack closure problems. In: *Engineering Fracture Mechanics* 74 (2007), Nr. 10, S. 1579 – 1601
- [138] MATOS, P. F. P. ; NOWELL, D.: Numerical simulation of plasticity-induced fatigue crack closure with emphasis on the crack growth scheme: 2D and 3D analyses. In: *Engineering Fracture Mechanics* 75 (2008), Nr. 8, S. 2087 – 2114
- [139] DOUGHERTY, J. D. ; PADOVAN, J. ; SRIVATSAN, T. S.: Fatigue crack propagation and closure behavior of modified 1070 steel: Finite element study. In: *Engineering Fracture Mechanics* 56 (1997), Nr. 2, S. 189 – 212
- [140] WU, J. ; ELLYIN, F.: A study of fatigue crack closure by elastic-plastic finite element analysis for constant-amplitude loading. In: *International Journal of Fracture* 82 (1996), Nr. 1, S. 43 – 65
- [141] ASHBAUGH, N. E. ; DATTA GURU, B. ; KHOBAIB, M. ; NICHOLAS, T. ; PRAKASH, R. V. ; RAMAMURTHY, T. S. ; SESHADRI, B. R. ; SUNDER, R.: Experimental and Analytical Estimates of Fatigue Crack Closure in an Aluminium-Copper Alloy, Part II: A Finite Element Analysis. In: *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* 20 (1997), Nr. 7, S. 963 – 974
- [142] POMMIER, S. ; BOMPARD, P.: Bauschinger effect of alloys and plasticity-induced crack closure: a finite element analysis. In: *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* 23 (2000), Nr. 2, S. 129 – 139
- [143] COCHRAN, K. B. ; DODDS, R. H. ; HJELMSTAD, K. D.: The role of strain ratcheting and mesh refinement in finite element analyses of plasticity induced crack closure. In: *International Journal of Fatigue* 33 (2011), S. 1205 – 1220
- [144] LEE, H.-J. ; SONG, J.-H.: Finite-element analysis of fatigue crack closure under plane strain conditions: stabilization behaviour and mesh size effect. In: *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* 28 (2005), Nr. 3, S. 333 – 342
- [145] LEI, Y.: Finite element crack closure analysis of a compact tension specimen. In: *International Journal of Fatigue* 30 (2008), Nr. 1, S. 21 – 31
- [146] ANTUNES, F. V. ; BORREGO, L. F. P. ; COSTA, J. D. ; FERREIRA, J. M.: A numerical study of fatigue crack closure induced by plasticity. In: *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* 27 (2004), S. 825 – 835
- [147] RODRIGUES, D. M. ; ANTUNES, F. V.: Finite element simulation of plasticity induced crack closure with different material constitutive models. In: *Engineering Fracture Mechanics* 76 (2009), Nr. 9, S. 1215 – 1230

-
- [148] ANTUNES, F. V. ; CHEGINI, A. G. ; BRANCO, R. ; CAMAS, D.: A numerical study of plasticity induced crack closure under plane strain conditions. In: *International Journal of Fatigue* 71 (2015), S. 75 – 86
- [149] ZIENKIEWICZ, O. C. ; TAYLOR, R. L.: *The Finite Element Method, Volume 1, The Basis*. Butterworth-Heinemann, 2000
- [150] COOK, R. D. ; MALKUS, D. S. ; PLESHA, M. E. ; WITT, R. J.: *Concepts and Applications of Finite Element Analysis*. John Wiley & Sons, Inc, 2002
- [151] ANDERSSON, H. ; PERSSON, C. ; HANSSON, T. ; MELIN, S. ; JARVSTRAT, N.: Constitutive dependence in finite-element modelling of crack closure during fatigue. In: *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* 27 (2004), Nr. 2, S. 75 – 87
- [152] JIANG, Y. ; FENG, M. ; DING, F.: A reexamination of plasticity-induced crack closure in fatigue crack propagation. In: *International Journal of Plasticity* 21 (2005), Nr. 9, S. 1720 – 1740
- [153] COCHRAN, K. B.: *Numerical Modeling Issues in Finite Element Simulation of Plasticity Induced Crack Closure with an Emphasis on Material Model Effects*. Urbana-Champaign, University of Illinois, Dissertation, 2009
- [154] PAUL, S. K. ; TARAFDER, S.: Cyclic plastic deformation response at fatigue crack tips. In: *International Journal of Pressure Vessels and Piping* 101 (2013), S. 81 – 90
- [155] SEHITOGLU, H. ; SUN, W.: The significance of crack closure under high temperature fatigue crack growth with hold periods. In: *Engineering Fracture Mechanics* 33 (1989), Nr. 3, S. 371 – 388
- [156] McCLUNG, R. C.: Finite element analysis of specimen geometry effects on fatigue crack closure. In: *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* 17 (1994), Nr. 8, S. 861 – 872
- [157] SEHITOGLU, H. ; WEI, S.: The significance of crack closure under high temperature fatigue crack growth with hold periods. In: *Engineering Fracture Mechanics* 33 (1989), Nr. 3, S. 371 – 388
- [158] VERREMAN, Y. ; BAILON, J.-P. ; MASOUNAVE, J.: Fatigue Short Crack Propagation and Plasticity-Induced Crack Closure at the Toe of a Fillet Welded Joint. In: MILLER, K. J. (Hrsg.) ; RIOS, E. R. I. (Hrsg.): *The Behaviour of Short Fatigue Cracks*, 1986, S. 387 – 404
- [159] McCLUNG, R. C.: The influence of applied stress, crack length, and stress intensity factor on crack closure. In: *Metallurgical Transactions A* 22 (1991), Nr. 7, S. 1559 – 1571
- [160] SHIN, C. S. ; SMITH, R. A.: Fatigue crack growth at stress concentrations - the role of notch plasticity and crack closure. In: *Engineering Fracture Mechanics* 33 (1988), Nr. 3, S. 301 – 315
- [161] SKELTON, R. P.: Growth of short cracks during high strain fatigue and thermal cycling. In: *ASTM special technical publication* 770 (1982), S. 337 – 381
- [162] PARIS, P. ; ERDOGAN, F.: A Critical Analysis of Crack Propagation Laws. In: *Journal of Basic Engineering* 85 (1963), Nr. 4, S. 528 – 533
- [163] NIKBIN, K. M. ; SMITH, D. J. ; WEBSTER, G. A.: An Engineering Approach to the Prediction of Creep Crack Growth. In: *Journal of Engineering Materials and Technology* 108 (1986), Nr. 2, S. 186 – 191

- [164] COCKS, A.C.F. ; ASHBY, M.F.: Intergranular fracture during power-law creep under multiaxial stresses. In: *Metal Science* 14 (1980), Nr. 8-9, S. 395 – 402
- [165] BERGER, C. ; ROOS, E. ; MÜLLER, F. ; SCHOLZ, A. ; MACHALOWSKA, M. ; KLENK, A. ; EWALD, J.: *Kriech- und Kriechermüdungsrisssverhalten moderner Kraftwerksstähle im Langzeitbereich*. Abschlussbericht, FKM Vorhaben Nr. 255, AVIF Nr. A 178, 2005
- [166] OECHSNER, M. ; WEIHE, S. ; ALMSTEDT, H. ; KONTERMANN, C. ; SCHOLZ, A. ; HUANG, M. ; KLENK, A.: *Einfluss von Stützwirkungseffekten auf das Langzeit-Kriechermüdungsverhalten von Kraftwerkskomponenten bei hohen Laständerungsgeschwindigkeiten*. Abschlussbericht über das Vorhaben Nr. A282, Heft R577, FVV Informationstagung Turbomaschinen, Magdeburg, 2016
- [167] BLUM, R. ; HALD, J. ; BENDICK, W. ; ROSSELET, A. ; VAILLAN, J. C.: Neuentwicklungen hochwarmfester ferritisch-martensitischer Stähle aus den USA, Japan und Europa. In: *VGB Kraftwerkstechnik* 87 (1994), Nr. 8
- [168] SCHATT, W.: *Werkstoffe des Maschinen-, Anlagen- und Apparatebaus*. Hüthing Verlag, 1987
- [169] ABE, F. ; IGARSHI, M. ; FUJITSUNA, N. ; KIMURA, K. ; MUNEKI, S.: Alloy Design of Advanced Ferritic Steels for 650 °C USC Boilers. In: *Conference Pre-Print of the EPRI-Conference Advanced Heat Resistant Steels for Power Generation*, 1998
- [170] STAUBLI, M. ; MAYER, K.H. ; KERN, T.-U. ; VANSTONE, R.W.: COST501 / COST522 - The European Collaboration in Advanced Steam Turbine Materials for Ultra Efficient, Low Emission Steam Power Plant. In: *Proceedings of The Charles Parsons Conference*, 2001
- [171] HAASE, H.: *Betriebsähnliches Langzeitdehnwechselverhalten moderner martensitischer 9 bis 12%-Cr-Stähle*, TU Darmstadt, D17, Dissertation, 2004
- [172] BERGER, C. ; SCHOLZ, A. ; MÜLLER, F. ; SCHWIENHEER, M.: Creep fatigue behaviour and crack growth of steels. In: ABE, F. (Hrsg.) ; KERN, T. U. (Hrsg.): *Creep-resistant steels*, 2008, S. 446 – 471
- [173] MUELLER, F. ; SPEICHER, M. ; SCHOLZ, A. ; KLENK, A. ; SHENG, S. ; EWALD, J.: Creep-Fatigue Crack Behaviour of a 10Cr-Steel. In: *European Conference on Fracture 18*, 2010
- [174] *Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates*, ASTM E647 - 13a, 2014
- [175] WEIHE, S. ; OECHSNER, M. ; HOBT, A. ; KLENK, A. ; MAO, T. ; SCHOLZ, A. ; SHENG, S.: *Ermittlung des Einflusses von Spannungsgradienten auf das Kriechrisssverhalten und Kriechermüdungsrisssverhalten*. Abschlussbericht, Forschungsvorhaben R569, AVIF Nr. A 277, 2015
- [176] NIKBIN, K. M.: Predicting Creep and Creep/Fatigue Crack Initiation and Growth for Virtual Testing and Life Assessment of Components. In: *Virtual Testing and Predictive Modeling* (2009)
- [177] MEHMANPARAST, A. ; DAVIES, C. M. ; WEBSTER, G. A. ; NIKBIN, K. M.: Creep crack growth rate predictions in 316H steel using stress dependent creep ductility. In: *Materials at High Temperatures* (2014)
- [178] HOBT, A. ; KLENK, A. ; MAO, T. ; MÜLLER, F. ; SCHOLZ, A.: *Ermittlung des Einflusses von Spannungsgradienten auf das Kriechrisssverhalten und Kriechermüdungsrisssverhalten*. Abschlussbericht über das Vorhaben Nr. A277, Heft R577, FVV Informationstagung Turbomaschinen, Magdeburg, 2016

-
- [179] KONTERMANN, C. ; SCHOLZ, A. ; OECHSNER, M.: A Method to reduce calculation time for FE simulations using constitutive material models. In: *Materials at High Temperatures* 31 (2014), Nr. 4, S. 334 – 342
- [180] KONTERMANN, C. ; SCHOLZ, A. ; OECHSNER, M.: On the potential of using an extrapolation method in combination with a constitutive material model for assessing creep-fatigue of components. In: *VGB PowerTech* 1/2 (2015), S. 87 – 92
- [181] GONYEA, D. C.: Method for low-cycle fatigue design including biaxial stress and notch effects. In: *ASTM STP* 520 (1973), S. 678 – 687
- [182] BANNANTINE, J. A. ; CORNER, J. J. ; HANDROCK, J. L.: *Fundamentals of Metal Fatigue Analysis*. Prentice Hall, 1990
- [183] KONTERMANN, C. ; ALMSTEDT, H. ; SCHOLZ, A. ; OECHSNER, M.: Notch Support for LCF-Loading: A Fracture Mechanics Approach. In: *Structural Integrity Procedia* 2 (2016), S. 3125 – 3134
- [184] BROMMESSON, R. ; EKH, M. ; HÖRNVIST, M.: Correlation between crack length and load drop for low-cycle fatigue crack growth in Ti-6242. In: *International Journal of Fatigue* 81 (2015), S. 1 – 9. – ISSN 0142–1123
- [185] EWEST, D. ; ALMROTH, P. ; SJÖDIN, B. ; SIMONSSON, K. ; LEIDERMARK, D. ; MOVERARE, J.: A modified compliance method for fatigue crack propagation applied on a single edge notch specimen. In: *International Journal of Fatigue* 92, Part 1 (2016), S. 61 – 70
- [186] VERPOEST, I. ; AERNOUDT, E. ; DERUYTTERE, A.: An Improved A.C. Potential Drop Method for Detecting Surface Microcracks during Fatigue Tests of Unnotched Specimens. In: *Fatigue of Engineering Materials and Structures* 3 (1981), S. 203 – 217
- [187] WANG, I. S. ; BALLINGER, R. G.: A multi-frequency AC potential drop technique for the detection of small cracks. In: *Meas. Sci. Technol* 3 (1992), S. 62 – 74
- [188] OECHSNER, M. ; GUMBSCH, P.: *Rissverhalten unter anisothermen Beanspruchungsbedingungen – Berechnungsverfahren für Nickelbasislegierungen*. Abschlussbericht, FKM Nr. 959, BMWi /IGF-Nr. 15525 N, 2010
- [189] BERGER, C. ; SCHOLZ, A. ; SCHWIENHEER, M.: *Ermittlung der Gebrauchseigenschaften der 600°C Stähle für Dampfturbinen (DT1/2), Teilprojekt Kriech-, Dehnwechsel- und Kerbverhalten*. Abschlussbericht, Förderkennzeichen 0327053, 2002
- [190] NASDALA, L.: *FEM-Formelsammlung Statik und Dynamik*. Springer, 2015
- [191] DASSAULT SYSTEMS, Simulia: *Seminarunterlagen: Modelling Fracture and Failure with Abaqus*. 2010
- [192] KOSTENKO, Y. ; SCHOLZ, A. ; SIMON, A. ; LINN, S. ; HARDER, J.: *Auslegungskonzepte im Hochtemperaturbereich*. Fachlicher Abschlussbericht: Förderkennzeichen 0327713Z, 2008
- [193] BERGER, C. ; SCHOLZ, A.: Deformation and life assessment of high temperature materials under creep fatigue loading. In: *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 36 (2005), S. 722 – 730
- [194] BAUERBACH, K.: *Numerische Betrachtungen zu Deformationsverhalten und Schädigungsbewertung kurzer Risse unter thermozyklischer Beanspruchung*, TU Darmstadt, D17, Dissertation, 2013

-
- [195] BUDDEN, P. J. ; AINSWORTH, R. A.: The effect of constraint on creep fracture assessments. In: *International Journal of Fracture* 87 (1997), S. 139 – 149
- [196] WANG, G. Z. ; LIU, X. L. ; XUAN, F. Z. ; TU, S. T.: Effect of constraint induced by crack depth on creep crack-tip stress field in CT specimens. In: *International Journal of Solids and Structures* 47 (2010), S. 51 – 57
- [197] ZERRES, P.: *Numerische Simulation des Ermüdungsrisssfortschrittes in metallischen Strukturen unter Berücksichtigung zyklischer Plastizitätseffekte*, TU Darmstadt, D17, Dissertation, 2010
- [198] FRACTURE ANALYSIS CONSULTANTS, INC.: *FRANC3D Reference Manual, Version 7*. 2016
- [199] GROVER, P. S. ; SAXENA, A.: Three-Dimensional LEFM Prediction of Fatigue Crack Propagation in a Gas Turbine Disk Material at Component Near Conditions. In: *ASME Journal of Engineering for Gas Turbines and Power* 138 (2016), S. 042506–1 – 042506–8
- [200] ZENCRACK: *Summary description: 3D fracture mechanics simulation*. 2016
- [201] CITARELLA, R. u. a.: Three-Dimensional LEFM Prediction of Fatigue Crack Propagation in a Gas Turbine Disk Material at Component Near Conditions. In: *Frattura ed Integrità Strutturale* 31 (2015), S. 138 – 147
- [202] KULLMER, G. ; RESCHETNIK, W. ; SCHRAMM, B. ; RICHARD, H.-A.: Fatigue crack growth near regions with differing stiffness. In: *Procedia Structural Integrity* 2 (2016), S. 2994 – 3001
- [203] SHI, J. ; LUA, J. ; CHEN, L. ; CHOPP, D. ; SUKUMAR, N.: *X-FEM for Abaqus (XFA) Toolkit for Automated Crack Onset and Growth Simulation: New Development, Validation, and Demonstration*. SIMULIA Customer Conference, 2009
- [204] FRIES, T. P. ; BELYTSCHKO, T.: The extended/generalized finite element method: An overview of the method and its applications. In: *International Journal for Numerical Methods in Engineering* 84 (2010), Nr. 3, S. 253 – 304
- [205] WEIBULL, W.: A statistical theory of the strength of materials. In: *Proceedings, The Royal Swedish Institute for Engineering Research* 151 (1939)
- [206] DIEMAR, A. ; THUMSER, R. ; BERGMANN, J. W.: Determination of local characteristics for the application of the Weakest-Link Model. In: *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 36 (2005), Nr. 5, S. 204 – 210
- [207] MORAN, B. ; SHIH, C.F.: A general treatment of crack tip contour integrals. In: *International Journal of Fracture* 35 (1987), S. 295 – 310
- [208] SHIH, C. F. ; MORAN, B. ; NAKAMURA, T.: Energy release rate along a three-dimensional crack front in a thermally stressed body. In: *International Journal of Fracture* 30 (1986), S. 79 – 102
- [209] BROCKS, W.: *FEM-Analysen von Rissproblemen bei nichtlinearem Materialverhalten*. GKSS, DVM-Weiterbildungsseminar 'Anwendung numerischer Methoden in der Bruchmechanik', 2002
- [210] BROCKS, W. ; SCHEIDER, I.: *Numerical Aspects of the Path-Dependence of the J-Integral in Incremental Plasticity*. Technical Note GKSS/WMS/01/08, Karlsruhe, 2001

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 2.1.1	Standardvorgehen zur Bestimmung der Anrisslastwechselzahl unter Anwendung des örtlichen Konzepts	4
Abbildung 2.1.2	Vergleich der sich einstellenden Spannungstiefenverläufe bei örtlich gleicher Beanspruchung und Definition des bezogenen Spannungsgradienten	4
Abbildung 2.2.1	Stützziffer als Funktion des bezogenen Spannungsgradienten	5
Abbildung 2.4.1	Übersichtsgrafik: Bruchmechanische Stützwirkung und Forschungsziel	9
Abbildung 3.1.1	Vergleich der Lebensdauerphasen	12
Abbildung 3.1.2	Vergleich des frühen Risswachstumsverhalten unter LCF-Beanspruchung	14
Abbildung 3.2.1	Zum Mechanismus der Bildung inelastischer Verformungen auf Basis der Bewegung von Versetzungen	18
Abbildung 3.2.2	Beschreibung überelastischer Beanspruchungen: Deformationstheorie und inkrementelle Theorie	22
Abbildung 3.2.3	Visualisierung der Zeit- und Dehnungsverfestigungsregel	25
Abbildung 3.3.1	Kreisförmig idealisierte Zonen um eine Rissspitze	27
Abbildung 3.3.2	Zur Beschreibung des Spannungs- und Verschiebungsnahfeldes normal zur Rissspitze	29
Abbildung 3.3.3	Bezeichnungen zur Herleitung und Betrachtung der Wegunabhängigkeit des J -Integrals	31
Abbildung 3.3.4	Zur Energiedifferenz zweier Risszustände mit identischer globaler Maximalverformung	34
Abbildung 3.3.5	Bruchmechanisches Ersatzmodell: Angeschnittener halbkreisförmiger Fehlers & Beschreibung des Hysteresenhalbastes zur Extraktion von ΔJ	35
Abbildung 3.3.6	Zur Energiedifferenz zweier Risszustände unter einer Kriechbeanspruchung	39
Abbildung 3.3.7	Zur Energiedifferenz zweier Risszustände unter einer Kriechbeanspruchung nach SAXENA	40
Abbildung 3.3.8	Riss-schließbestimmung anhand der Steifigkeitsänderung der globalen, experimentellen Messgrößen	43
Abbildung 3.3.9	Übersicht über verwendete Riss-schließ- und Riss-öffnungsdefinitionen und Einführung entsprechender Abkürzungen	47
Abbildung 4.1.1	Zur Wärmebehandlung sowie dem martensitischen Gefüge der Schmelze uA1	51
Abbildung 4.1.2	Beschreibungen und Datenstützstellen der zyklischen Fließkurven, ohne und mit Haltezeit	52
Abbildung 4.1.3	Beschreibungen und Datenstützstellen der Anrisslebensdauer-beschreibung	53

Abbildung 4.1.4	Beschreibung und Datenstützstellen der Kriechverformung als Funktion der Beanspruchungsdauer und -höhe	54
Abbildung 4.1.5	Ermüdungsrisswachstumsbeschreibung und entsprechende Versuchsergebnisse	55
Abbildung 4.1.6	Beschreibung und Datenstützstellen der Kriechrisswachstumsrate als Funktion des Parameters C^*	56
Abbildung 4.2.1	Versuchsaufbau: Global einachsig belastete Dehnwechselversuche	57
Abbildung 4.2.2	Versuchsaufbau: Global biaxial belastete Dehnwechselversuche	59
Abbildung 4.3.1	Übersicht über die verwendeten axialsymmetrischen Kerbprobenvarianten	60
Abbildung 4.3.2	Verwendete Kreuzprobenvariante mit zentraler Durchgangsbohrung	61
Abbildung 4.4.1	Übersicht über den verwendeten FE-Modellausschnitt inkl. entsprechender Randbedingungen am Beispiel der Rundkerbprobenvariante RB_m	62
Abbildung 4.4.2	Mittels der FEM berechnete Kerbformzahl und bezogener Spannungsgradient als Funktion der Elementkantenlänge am Beispiel des Probentyps RB_m	63
Abbildung 4.6.1	Schematisch dargestellter Ablauf der Lastabfallkorrelationsberechnung	66
Abbildung 4.7.1	Ermittlung der Rissfläche auf Basis diskreter Risstiefenmessungen nach Versuchsende am Beispiel der Probe uA16dk88	68
Abbildung 4.7.2	Ermittelte Rissflächen: Isotherme Versuche an gekerbten Rundproben ohne Haltezeit	69
Abbildung 4.7.3	Ermittelte Rissflächen: Isotherme Versuche an gekerbten Rundproben mit Haltezeit	69
Abbildung 4.7.4	Ermittelte Rissflächen: Isotherme Versuche an gekerbten Hohlproben mit Haltezeit	70
Abbildung 4.8.1	Theoretisch berechneter Lastabfall und Vergleich zu ungekerbten Proben für je zwei örtliche Beanspruchungsniveaus	71
Abbildung 4.8.2	Experimentell ermittelter Lastabfall und Vergleich unterschiedlicher Kerbformen unter identischer örtlicher Beanspruchung	73
Abbildung 4.8.3	Vergleich der Auswertung des frühen Risswachstumsverhaltens mittels der Potentialsondenmessung und mittels Lastabfallkorrelation	74
Abbildung 4.8.4	Vergleich der Ergebnisse des frühen Risswachstumsverhaltens mittels der Potentialsondenmessung und mittels Lastabfallkorrelation	75
Abbildung 4.8.5	Darstellung der Versuche an Rundkerbproben ohne Haltezeit als Anrisschaubild und Vergleich mit Versuchsdaten an glatten Proben	76
Abbildung 4.8.6	Frühe Risswachstumsphase und Stützziffer für alle isothermen Versuche an Rundkerbproben ohne Haltezeit	77
Abbildung 4.8.7	Darstellung der Versuche an Rund- und Hohlrundkerbproben mit Haltezeit als Anrisschaubild und Vergleich mit Versuchsdaten an glatten Proben	78
Abbildung 4.8.8	Frühe Risswachstumsphase und Stützziffer für alle isothermen Versuche an Rundkerbproben mit Haltezeit	79
Abbildung 4.8.9	Frühe Risswachstumsphase und Stützziffer für alle isothermen Versuche an Hohlkerbproben mit Haltezeit	79

Abbildung 4.8.10	Bestimmung des Risssschließzeitpunktes und experimentell ermitteltes transientes Risssschließverhalten, gekerbte Rundprobe ohne Haltezeit	81
Abbildung 4.8.11	Bestimmung des Risssschließzeitpunktes und experimentell ermitteltes transientes Risssschließverhalten, gekerbte Rundprobe mit Haltezeit	81
Abbildung 5.2.1	Zur zyklischen Korrektur im Rahmen der FEM	84
Abbildung 5.2.2	Beschreibung des entwickelten, PICC-integrierten Berechnungskonzept-entwurfs	87
Abbildung 6.1.1	Im Zusammenhang mit der PICC-Simulation realisierte Vernetzung im Bereich des Ligaments	89
Abbildung 6.1.2	Ablaufschema der teilautomatisierten PICC-Simulation	89
Abbildung 6.1.3	Entwicklung der in der Simulation abgebildeten Anzahl an Zyklen und Verlauf der normierten Lastschwingbreite als Funktion der Risstiefe	92
Abbildung 6.1.4	Zum berechneten Deformationsverhalten im Bereich der Rissflanke mit Hilfe der FEM und verschiedenen Elementtypen	93
Abbildung 6.1.5	Zum berechneten Deformationsverhalten im Bereich der Rissflanke mit Hilfe der FEM und zwei verschiedenen Elementkantenverhältnissen	93
Abbildung 6.1.6	Zum Einfluss der Elementkantenlänge in Bezug auf das berechnete transiente Risssschließverhalten	94
Abbildung 6.1.7	Gegenüberstellung der verglichenen Materialmodelle	94
Abbildung 6.1.8	Vergleich des berechneten transienten Risssschließens für unterschiedliche Materialmodelle und Anpassungen	95
Abbildung 6.2.1	Beschreibung der Erstbelastungskurve vs. Beschreibung des Hysteresenhalbastes und Verschiebung des Koordinatensystems	97
Abbildung 6.2.2	Berechnete Rissspitzenbeanspruchung als Funktion der Risstiefe	97
Abbildung 6.2.3	Berechnete Rissspitzenbeanspruchung als Funktion der Risstiefe	98
Abbildung 6.2.4	Zur Bildung der Energiebilanz für Zustände gleicher globaler Kräfte oder gleicher globaler Verformungen	99
Abbildung 6.2.5	Berechnete Rissspitzenbeanspruchung als Funktion der Risstiefe, Gebietsintegral vs. Globale Energiebilanz	99
Abbildung 6.2.6	Konvergenzverhalten und Einfluss der Elementkantenlänge bei einer identischen Risstiefe	100
Abbildung 6.2.7	Verteilung der akkumulierten plastischen Vergleichsdehnung zum Zeitpunkt der Maximallast als Ergebnis einer PICC-Simulation	102
Abbildung 6.2.8	Skizzierte Verläufe der globalen Kräfte und Verschiebungen sowie der resultierenden inneren Energie \mathcal{W}_{int} für zwei Risszustände bei Betrachtung des absteigenden Hysteresenhalbastes innerhalb einer PICC-Simulation	102
Abbildung 6.2.9	Skizzierte Verläufe der globalen Kräfte und Verschiebungen sowie der resultierenden inneren Energie \mathcal{W}_{int} für zwei Risszustände bei Betrachtung des aufsteigenden Hysteresenhalbastes innerhalb einer PICC-Simulation	104
Abbildung 6.2.10	Zum Einfluss des Risssschließens und Rissöffnens auf die zyklisch neu referenzierten Verläufe der inneren Energie	104

Abbildung 6.2.11	Vergleichende Konzeptdarstellung: Konsekutiver vs. Energiebasierter, integrierter Ansatz	105
Abbildung 6.2.12	Entwicklung der in der Simulation abgebildeten Anzahl an Zyklen und Verlauf der normierten Lastschwingbreite als Funktion der Risstiefe	106
Abbildung 6.2.13	Zur Erläuterung der in den Auswertungen angegebenen Verschiebungs- und Kraftschwingbreiten	107
Abbildung 6.2.14	Mild gekerbte Probe ohne Haltezeit, Gegenüberstellung der Verläufe der globalen Energiedifferenzen und des daraus abgeleiteten J -Integrals	107
Abbildung 6.2.15	Scharf gekerbte Probe ohne Haltezeit, Gegenüberstellung der Verläufe der globalen Energiedifferenzen und des daraus abgeleiteten J -Integrals	108
Abbildung 6.2.16	Berechnete zyklisch effektive Rissspitzenbeanspruchung für die Versuche an gekerbten Rundproben ohne Haltezeit	110
Abbildung 6.3.1	Modell einer CT-Probe im ebenen Spannungszustand & Darstellung verschiedener Lastvorgaben	111
Abbildung 6.3.2	Zur Berechnung der viskoplastischen Rissspitzenbeanspruchung auf Basis globaler Energiedifferenzen	112
Abbildung 6.3.3	Zur Berechnung der viskoplastischen Rissspitzenbeanspruchung unter einer verformungskontrollierten Beanspruchung	113
Abbildung 6.3.4	Verlauf der viskoplastischen Rissspitzenbeanspruchung als Funktion der Zeit für das Modell der CT-Probe	114
Abbildung 6.3.5	Nachrechnung eines Haltezeitversuchs, zwei verschiedene Verfestigungsansätze der Garofalo-Kriechroutine	116
Abbildung 6.3.6	Berechnete Rissspitzenbeanspruchung zweier örtlich gleich beanspruchter Versuche an gekerbten Rundproben	118
Abbildung 6.3.7	Viskoplastische Rissspitzenbeanspruchung innerhalb der Zughaltezeit; gekerbte Rundproben mit Haltezeit	120
Abbildung 6.3.8	Berechnete zyklisch effektive Rissspitzenbeanspruchung für die Versuche an gekerbten Rundproben mit Haltezeit	121
Abbildung 7.0.1	Prognose der frühen Risswachstumsrate und Gegenüberstellung mit den experimentellen Ergebnissen mittels Potentialsondenmessung	124
Abbildung 7.0.2	Prognose der frühen Risswachstumsrate und Gegenüberstellung mit den experimentellen Ergebnissen mittels Lastabfallkorrelation	125
Abbildung 7.0.3	Berechnete frühe Risswachstumsphase und Stützziffer, gekerbte Rundproben ohne Haltezeit	127
Abbildung 7.0.4	Berechnete frühe Risswachstumsphase und Stützziffer, gekerbte Rundproben mit Haltezeit	127
Abbildung 7.0.5	Berechnete frühe Risswachstumsphase und Stützziffer, gekerbte Hohlproben mit Haltezeit	127
Abbildung 7.0.6	Vergleich der experimentell ermittelten bruchmechanischen Stützziffer mit dem Ergebnis der Simulationsrechnung unter Anwendung des entwickelten Bruchmechanik-Konzeptes	128

Abbildung 9.0.1	Erweiterung des Vergleichs der experimentell ermittelten Stützziffer mit dem Ergebnis des entwickelten Berechnungskonzepts	133
Abbildung C.0.1	Bezeichnungen und Hilfsmittel zur numerischen Berechnung des J -Integrals	160
Abbildung F.0.1	Zur verbesserten Positioniervorrichtung der Induktionsspule	168
Abbildung F.0.2	Präparation der Kreuzprobe zum Einsatz der Messsysteme im optischen bzw. im infrarot-Bereich	169

Tabellenverzeichnis

Tabelle 4.1.1	Chemische Zusammensetzung und Wärmebehandlungszustand des untersuchten Werkstoffs	51
Tabelle 4.5.1	Versuchsmatrix: Isotherme Versuche an gekerbten Rundproben ohne Haltezeit, Zyklusform: Dreieck	65
Tabelle 4.5.2	Versuchsmatrix: Isotherme Versuche an gekerbten Rundproben mit Haltezeit, Zyklusform: Trapez	65
Tabelle 4.5.3	Versuchsmatrix: Isotherme Versuche an gekerbten Hohlproben mit Haltezeit, Zyklusform: Trapez	65
Tabelle 4.5.4	Versuchsmatrix: Anisotherme Versuche an gekerbten Hohlproben mit Haltezeiten, betriebsähnlich	65
Tabelle 4.5.5	Versuchsmatrix: Isotherme Versuche an gelochten Kreuzproben ohne Haltezeit, Zyklusform: Dreieck	65
Tabelle 4.7.1	Ergebnisse der ermittelten Risstiefenrekonstruktionen nach Versuchsende	70
Tabelle E.0.1	Ramberg-Osgood Koeffizienten ohne Haltezeit	163
Tabelle E.0.2	Ramberg-Osgood Koeffizienten mit 3 min Haltezeit	163
Tabelle E.0.3	Bi-linear „Moderate Hardening“-Anpassung ohne Haltezeit	164
Tabelle E.0.4	Bi-linear „Low Hardening“-Anpassung ohne Haltezeit	164
Tabelle E.0.5	ABAQUS „Combined Hardening“-Parameter	164
Tabelle E.0.6	Parameter der Ermüdungsrisswachstumsbeschreibung	165
Tabelle E.0.7	Verwendete Anpassung der modifizierten Garofalo Beziehung	166

A Anhang: Zum statistischen Größeneinfluss

Homogene Beanspruchungen

Als Ausgangspunkt der Betrachtungsweise des statistischen Größeneinflusses dient die Vorstellung, dass jedes Material im Inneren Fehlstellen besitzt, welche potentielle Risskeime darstellen. Werden diese Fehlstellen demnach beispielsweise einer zyklischen Beanspruchung ausgesetzt, würde sich der Modellvorstellung nach die größte bzw. potentiell kritische Fehlstelle als Risskeim ausbilden, welcher das letztendliche Versagen und damit die Lebensdauer bestimmt. Diese Art der Betrachtungsweise wird auch sinngemäß als „Weakest-Link“-Vorstellung bezeichnet. Betrachtet man weiter Bauteile oder Proben unterschiedlicher Größe, so wird nun klar, dass bei einem größeren zu betrachtenden Volumen eine höhere Wahrscheinlichkeit der Existenz einer kritischen Fehlstelle folgt, welche das Versagen bestimmt. Diesem Effekt folgend sinkt daher im Allgemeinen die Lebensdauer bei gleicher Beanspruchung mit der Probengröße.

Um die Übertragung auf gekerbte Probleme nachvollziehen zu können, erfolgt ein kurzer Abriss der mathematischen Grundlagen. Den Grundstein der statistischen Betrachtung der Festigkeit von Materialien legte WEIBULL beispielsweise mit seiner Arbeit in [205], welche im Folgenden kurz zusammengefasst wird.

Als Ausgangspunkt sei ein Rundstab betrachtet. Da die Angabe eines einzelnen exakten Kennwertes hinsichtlich des Versagens statistisch gesehen nicht möglich ist, wird anstelle dessen die Wahrscheinlichkeit P eingeführt, mit der ein Rundstab abhängig von der äußeren Beanspruchung σ versagt. P ist dabei eine in σ monoton steigende Funktion. Mit Hilfe dessen lässt sich nun, bei einer ausreichenden Anzahl an Versuchen, ermitteln, bei welcher Spannung σ die Wahrscheinlichkeit des Versagens beispielsweise 50% beträgt. Führt man das Gedankenexperiment weiter fort, indem nicht nur einer sondern nun zwei Rundstäbe parallel angeordnet werden, so folgt bei Beanspruchung mit der vorher bestimmten Spannung $\sigma_{50\%}$ eine reduzierte Gesamtüberlebenswahrscheinlichkeit von 25%. Dieses Ergebnis wird klarer, sofern man zunächst die Überlebenswahrscheinlichkeit $P_{\bar{u}}$ einführt und diese im Anschluss multiplikativ überlagert. Der Index i bezeichnet in den folgenden Gleichungen die Anzahl paralleler Rundstäbe.

$$P_{\bar{u},i} = 1 - P_{\text{single-roundbar}} \quad (\text{A.0.1})$$

$$P_{\bar{u},\text{ges}} = P_{\bar{u},1} \cdot P_{\bar{u},2} \quad (\text{A.0.2})$$

$$\ln(P_{\bar{u},\text{ges}}) = \ln(P_{\bar{u},1}) + \ln(P_{\bar{u},2}) \quad (\text{A.0.3})$$

Zurückgeführt auf die Wahrscheinlichkeitsfunktion des Systemverbundes lässt sich für $i = 2$ schreiben:

$$1 - P_{\text{system}} = (1 - P_{\text{single-roundbar}})^2, \quad (\text{A.0.4})$$

$$\ln(1 - P_{\text{system}}) = 2 \cdot \ln(1 - P_{\text{single-roundbar}}) \quad (\text{A.0.5})$$

Dasselbe Resultat kann gedanklich erzielt werden, sofern die Rundstäbe statt parallel zueinander in Reihe angeordnet werden. Sofern man die Ergebnisse auf eine Wahrscheinlichkeitsfunktion auf Basis eines Rundstabes der Länge 1 (in Worten: „Eins“) bezieht, lässt sich für einen Verbund mit der Gesamtlänge s schreiben:

$$\ln(1 - P_s) = s \cdot \ln(1 - P_1) \quad (\text{A.0.6})$$

bzw. bei Bezug auf ein Einheitsvolumen mit der Wahrscheinlichkeitsfunktion P_0 :

$$\ln(1 - P) = V \cdot \ln(1 - P_0) \quad . \quad (\text{A.0.7})$$

Zur besseren Anschauung und zum handlicheren algebraischen Vorgehen sei noch die Risikokennziffer R eingeführt, welche dem Ausdruck $-\ln(1 - P_0) \cdot V$ gleichgesetzt wird. Die Funktion P_0 ist bekanntlich eine alleinige, monoton steigende Funktion der Spannung σ . Unter kontinuumsmechanischen Gesichtspunkten ist es nun im Grenzübergang ebenfalls möglich, die Risikokennziffer dR für ein kleines Volumenelement dV auszudrücken und in einem zweiten Schritt die zuvor angesprochene alleinige Abhängigkeit der Spannung durch Einführen einer noch zu spezifizierenden Spannungsfunktion $f(\sigma)$ zu ersetzen.

$$dR = -\ln(1 - P_0) dV \quad (\text{A.0.8})$$

$$dR = f(\sigma) dV \quad (\text{A.0.9})$$

Damit lässt sich die Risikokennziffer R nun wieder unter Beachtung von Gleichung A.0.7 zurück transformieren und die Wahrscheinlichkeitsfunktion des Gesamtkörpers P als Integral der noch zu definierenden Spannungsfunktion $f(\sigma)$ über das Volumen ausdrücken:

$$R = \int_V f(\sigma) dV \quad , \quad (\text{A.0.10})$$

$$P = 1 - e^{-R} = 1 - e^{-\int_V f(\sigma) dV} \quad . \quad (\text{A.0.11})$$

Zunächst aus Gründen der mathematischen Einfachheit und auch da eine sehr gute Übereinstimmung mit experimentellen Ergebnissen erzielt werden konnte, führte WEIBULL die folgende Spannungsfunktion ein, welche zur bekannten Weibull-Wahrscheinlichkeitsfunktion führt:

$$f(\sigma) = \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^k \quad , \quad (\text{A.0.12})$$

$$P = 1 - e^{-\left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^k \int_V dV} \quad . \quad (\text{A.0.13})$$

Zunächst werden homogene Spannungszustände betrachtet und damit $\sigma \neq f(V)$ ausgenutzt. Mit der vorgestellten Beziehung kann demnach die Ausfallwahrscheinlichkeit eines mit einer Spannung σ statisch oder schwingend belasteten Bauteils mit Hilfe zweier Parameter beschrieben werden. Der Weibull-Exponent k quantifiziert im Allgemeinen die Streuung des Werkstoffs. Die Bezugsspannung σ_0 bezeichnet die Spannung bei einer Ausfallwahrscheinlichkeit von $\approx 63\%$ ($P = 1 - e^{-1}$). Mehr noch: Mit Gleichung A.0.13 lässt sich ebenfalls eine statistische Stützwirkung für zwei glatte Proben unterschiedlichen Durchmessers abschätzen. Sofern für zwei Proben unterschiedlichen Durchmessers mit bekannten Materialparametern k und σ_0 identische Ausfallwahrscheinlichkeiten P zu fordern sind, so muss das Argument der e -Funktion in A.0.13 für beide Fälle gleich sein. Es lässt sich demnach schreiben:

$$\left(\frac{\sigma_{w,d1}}{\sigma_0} \right)^k \int_{V_{d1}} dV_{d1} = \left(\frac{\sigma_{w,d2}}{\sigma_0} \right)^k \int_{V_{d2}} dV_{d2} \quad . \quad (\text{A.0.14})$$

Bei bekanntem, zur Ausfallwahrscheinlichkeit P passendem Wert der ertragbaren Last σ_w für die Probe mit dem Durchmesser d_1 , lässt sich die ertragbare Last der Probe mit dem Durchmesser d_2 wie folgt über die statistische Stützziffer mit Hilfe der Volumenrelation und dem WEIBULL-Exponenten berechnen:

$$n_{st} = \frac{\sigma_{w,d2}}{\sigma_{w,d1}} = \left(\frac{\int_{V_{d1}} dV_{d1}}{\int_{V_{d2}} dV_{d2}} \right)^{1/k} . \quad (A.0.15)$$

Für $d_2 > d_1$ und $k > 1$ folgen wie bereits eingangs erläutert „Stützziffern“ < 1 . Die vorgestellte Berechnungsmöglichkeit der statistischen Stützziffer ist bis hierhin auf homogene Beanspruchungszustände begrenzt.

Inhomogene Beanspruchungen

Es folgt nun eine Erweiterung der Beziehung A.0.15 auf inhomogene Beanspruchungen, so dass der statistische Größeneinfluss auch als Teil des spannungsmechanischen Größeneinflusses verstanden werden kann. Bereits WEIBULL führte in [205] Gedanken zur Berücksichtigung einer inhomogenen Spannungsverteilung aus. Zunächst wird das dreidimensionale inhomogene Spannungsfeld $\sigma(x, y, z)$ auf eine Maximalspannung normiert:

$$\frac{\sigma(x, y, z)}{\sigma_{max}} = g(x, y, z) , \quad (A.0.16)$$

so dass Gleichung A.0.13 für inhomogene Beanspruchungssituationen wie folgt berechnet werden kann:

$$P = 1 - e^{-\left(\frac{\sigma_{max}}{\sigma_0}\right)^k \int_V g(x, y, z)^k dV} . \quad (A.0.17)$$

Wird erneut gleiche Ausfallwahrscheinlichkeit bezüglich eines bekannten Referenzergebnisses mit gleicher örtlicher Maximalbeanspruchung einer glatten Probe ($\sigma_{w,ref} = \sigma_{max}$) mit einem bestimmten homogen beanspruchten Volumen V_{ref} gefordert, so kann auch in diesem Fall die statistische Stützziffer mit Hilfe des Weibull-Exponenten das Übertragbarkeitsproblem quantifizieren:

$$n_{st} = \frac{\sigma_{w,g(x,y,z)}}{\sigma_{max}} = \left(\frac{\int_{V_{ref}} dV}{\int_V g(x, y, z)^k dV} \right)^{1/k} . \quad (A.0.18)$$

Da Ermüdungsriss im Allgemeinen von der Bauteiloberfläche ausgehen, kann das Volumenintegral auch auf ein Oberflächenintegral reduziert werden:

$$n_{st} = \frac{\sigma_{w,g(x,y,z)}}{\sigma_{max}} = \left(\frac{\int_{A_{ref}} dA}{\int_A g(x, y, z)^k dA} \right)^{1/k} . \quad (A.0.19)$$

Diese Art der Interpretation der statistischen Stützwirkung ist ebenfalls in [11] verankert. Ebenso sind dort Anhaltswerte für Referenzflächen und Weibull-Exponenten für verschiedene Werkstoffe angegeben. Zur Berechnung der Oberflächen- oder Volumenintegrale unter direkter Ausnutzung von FEM-Ergebnissen wurde in [16, 206] ein Algorithmus namens „SPIEL“ eingeführt.

B Anhang: Gleichungssystem der modifizierten Garofalo-Kriechformulierung

Das im Folgenden aufgeführte Gleichungssystem beschreibt in vollständiger Weise die verwendete Garofalo-Formulierung der Vergleichskriechdehnrate in Abhängigkeit von Temperatur, Spannung und Zeit (vgl. [69, 70]). Innerhalb der Formulierung erfolgt eine additive Beschreibung der Gesamtkriechdehnung auf Basis jeweils eines dem Primärbereich, dem Sekundärbereich und dem Tertiärbereich zuzuordnenden Anteils. Der Übergang zwischen diesen drei Kriechphasen ist mit Hilfe der Definition entsprechender Übergangszeiten t_{12} , t_{23} realisiert. Die Temperaturabhängigkeit der Beschreibung erfolgt für alle drei Kriechbereiche auf Basis eines Arrhenius-Ansatzes.

$$\epsilon_{\text{eq}}^{\text{cr}} = \epsilon_{\text{fl,max}} H(t) + \dot{\epsilon}_{\text{p,min}} t + \epsilon_{\text{III}} \quad (\text{B.0.1})$$

$$\epsilon_{\text{fl,max}} = K_1(T) \sigma_{\text{eq}}^{n_1} e^{a_1 \sigma_{\text{eq}}^{b_1}}, \quad (\text{B.0.2})$$

$$K_1(T) = K_{10} e^{-\frac{Q_{k1}}{T}}, \quad (\text{B.0.3})$$

$$H(t) = 1 - e^{-D \left(\frac{t}{t_{12}}\right)^u}, \quad (\text{B.0.4})$$

$$t_{12} = \left(\frac{C_{12}}{\dot{\epsilon}_{\text{p,min}}} \right)^{\alpha_{12}} \quad (\text{B.0.5})$$

$$\dot{\epsilon}_{\text{p,min}} = K_2(T) \sigma_{\text{eq}}^{n_2} e^{a_2(T) \sigma_{\text{eq}}^{b_2}}, \quad (\text{B.0.6})$$

$$K_2(T) = K_{20} e^{-\frac{Q_{k2}}{T}}, \quad (\text{B.0.7})$$

$$a_2(T) = a_{20} + a_{21} T \quad (\text{B.0.8})$$

$$\epsilon_{\text{III}} = K_3(T) \left(\frac{t}{t_{23}} \right)^f \quad (\text{B.0.9})$$

$$K_3(T) = K_{30} e^{-\frac{Q_{k3}}{T}}, \quad (\text{B.0.10})$$

$$t_{23} = \left(\frac{C_{23}}{\dot{\epsilon}_{\text{p,min}}} \right)^{\alpha_{23}} \quad (\text{B.0.11})$$

In Summe stehen die folgenden 21 Parameter zur Anpassung zur Verfügung:

Primärkriechen inkl. Übergang zum Sekundärkriechen: K_{10} , Q_{k1} , n_1 , a_{10} , a_{11} , b_1 , C_{12} , α_{12} , u , D

Sekundärkriechen: K_{20} , Q_{k2} , n_2 , a_{20} , a_{21} , b_2

Tertiärkriechen inkl. Übergang zum Sekundärkriechen: K_{30} , Q_{k3} , f , C_{23} , α_{23}

Zu bemerken ist, dass mit jedem Parameter spezifische physikalische Bedeutungen und Einflüsse verknüpft sind, so dass eine weitestgehend mechanismenbasierte Anpassung erfolgen kann.

C Anhang: Details zur numerischen Berechnung des J -Integrals

Zur Wegunabhängigkeit des J -Integrals

Zur Herleitung der Wegunabhängigkeit (vgl. [79, 84, 85]) auf Basis der Abbildung 3.3.3 (b) wird zunächst das J -Integral auf einer zusammengesetzten Gesamtkontur C ausgewertet, welche sich aus der Vereinigung der Teilkonturen $\Gamma_1, \Gamma_2, \Gamma_+, \Gamma_-$ ergibt. Durch Anwendung des Gauss'schen Integralsatzes lässt sich unter Verwendung der Beziehung 3.3.17 folgender Ausdruck angeben:

$$J = \int_C \left(\mathcal{U} \delta_{1j} - \sigma_{ij} \frac{\partial u_i}{\partial x_1} \right) n_j \, ds = \int_A \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\mathcal{U} \delta_{1j} - \sigma_{ij} \frac{\partial u_i}{\partial x_1} \right) dA. \quad (\text{C.0.1})$$

Mit dem Zusammenhang 3.3.16 folgt bei nicht Vorhandensein von Volumenkräften für den Integranden:

$$\sigma_{ij} \frac{\partial \epsilon_{ij}}{\partial x_1} - \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j} \frac{\partial u_i}{\partial x_1} - \sigma_{ij} \frac{\partial \epsilon_{ij}}{\partial x_1} = 0. \quad (\text{C.0.2})$$

Ausgenutzt wurde hier erneut eine Eigenschaft der Formänderungsenergiedichte \mathcal{U} , welche für diese Betrachtung eine alleinige explizite Funktion des Dehnungstensors sein darf, so dass $\frac{d\mathcal{U}}{dx_1} = 0$ gilt und geschrieben werden kann:

$$\frac{\partial \mathcal{U}}{\partial x_j} = \frac{\partial \mathcal{U}}{\partial \epsilon_{ij}} \frac{d\epsilon_{ij}}{dx_1}. \quad (\text{C.0.3})$$

Die Tatsache $\frac{d\mathcal{U}}{dx_1} = 0$ entspricht im Übrigen der Forderung nach homogenem Material.

Entsprechend Gleichung C.0.2 ist der Wert des J -Integrals C.0.1 auf der Integrationskontur C demnach gleich Null. Bei Betrachtung der Tatsache, dass die Integrationskontur die Risspitze nicht einschließt (vgl. Abbildung 3.3.3 (b)), ist dieses Ergebnis auch prinzipiell plausibel. Die Betrachtung der Summation der Teilintegrale liefert damit:

$$\int_C (..) \, ds = 0 = \int_{\Gamma_2} (..) \, ds - \int_{\Gamma_1} (..) \, ds + \int_{\Gamma_+} (..) \, ds + \int_{\Gamma_-} (..) \, ds. \quad (\text{C.0.4})$$

Für den Fall spannungsfreier und ungekrümmter Rissufer ($t_i = 0$ und $dx_2 = 0$, vgl. Gleichung 3.3.17) betragen die Werte der Integrale der Konturen Γ_+ und Γ_- ebenfalls Null, so dass folgt:

$$\int_{\Gamma_1} (..) \, ds = \int_{\Gamma_2} (..) \, ds, \quad (\text{C.0.5})$$

was bedeutet, dass die Werte der J -Integrale für beide Konturen Γ_1 und Γ_2 der Herleitung entsprechend exakt identisch ausfallen. Demzufolge ist der Wert des J -Integrals nicht abhängig von der gewählten Integrationskontur, sofern folgende, im Rahmen der bis hierher gezeigten Herleitungen vorausgesetzte Bedingungen, erfüllt sind:

- I. Der Integrationsbereich ist frei von Volumenlasten.
- II. Der Spannungstensor ist eindeutig durch die Ableitung der Formänderungsenergiedichte nach dem Dehnungstensor bestimmbar.
- III. Die Rissufer sind spannungsfrei.
- IV. Die Rissufer sind im Ausgangszustand ungekrümmt und es liegen kleine Verzerrungen vor (geometrische Linearität).
- V. Es wird ausschließlich homogenes Material betrachtet.

Die Bedingungen I. und II. waren bereits notwendige Bedingungen, um das J -Integral als Energiefreisetzungsrate \mathcal{G} interpretieren zu können. Die Forderungen III., IV. und V. stellen zusätzliche Anforderungen dar, um wegunabhängige Lösungen zu erzielen. Sofern die Bedingungen für Wegunabhängigkeit verletzt sind, können Werte für J dennoch mit Hilfe der sogenannten generalisierten Form berechnet werden. Dies entspricht der Lösung einer auf die Risspitze zusammengezogenen Integrationskontur:

$$J = \lim_{r_{\Gamma} \rightarrow 0} \int_{\Gamma} \left(\mathcal{U} dx_2 - t_i \frac{\partial u_i}{\partial x_1} ds \right). \quad (\text{C.0.6})$$

Numerische Implementierung des J -Integrals innerhalb der Software ABAQUS

Aus offensichtlichen Gründen ist die vorgestellte generalisierte Form (vgl. Gleichung C.0.6) für eine numerische Auswertung innerhalb eines FEM-Programms ohne Weiteres nicht geeignet. SHIH formulierte in [207, 208] daher das J -Integral als ein Gebietsintegral auf Basis folgender Gedanken. Dazu sei Abbildung C.0.1 (a) betrachtet.

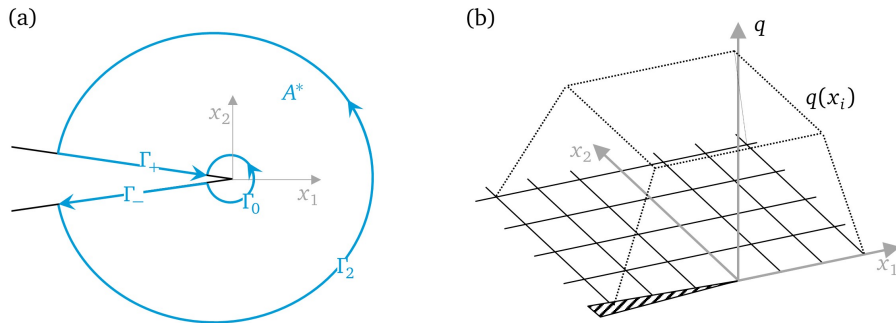


Abbildung C.0.1: (a) Bezeichnungen zur numerischen Berechnung des J -Integrals, (b) beispielhafte Plateau-Funktion des q -Vektors

Die Integrationskontur Γ_0 sei hier auf die Risspitze zusammengezogen. Mit denselben Überlegungen und Voraussetzungen wie zum Nachweise der Wegunabhängigkeit verwendet, folgt unter Anwendung des Gauss'schen Integralsatzes für das Integral im Gebiet A^* :

$$\int_C (..) n_j ds = \int_{A^*} \frac{\partial}{\partial x_j} (..) dA = 0 = \int_{\Gamma_2} (..) n_j ds - \lim_{r_{\Gamma_0} \rightarrow 0} \int_{\Gamma_0} (..) n_j ds. \quad (\text{C.0.7})$$

Das Gebietsintegral in A^* entspricht damit weder dem Wert der äußeren Integrationskontur noch dem Wert der generalisierten Form sondern ist gleich Null. Zur Lösung dieses Problems, welches bei der

Rückführung auf eine numerisch stabilere und einfacher zu implementierende Gebietsintegralform (vgl. [79, 209]) auftritt, wurde eine Wichtungsfunktion $q(x_i)$ eingeführt (vgl. Abbildung C.0.1 (b)). Dieser typischerweise als normierte „Plateau-Funktion“ formulierte Ausdruck, besitze auf dem gesamten äußeren Integrationsrand Γ_2 den Wert 0 und im Inneren den Wert 1. Durch Multiplikation der J -Integralformulierung mit der Wichtungsfunktion q folgt, dass der Wert des Integrals über die gesamte Integrationskontur C bzw. über die Fläche A^* dem Wert des Integrals der generalisierten Form entspricht:

$$\int_{A^*} \frac{\partial}{\partial x_j} [(..) q] dA = \int_{\Gamma_2} (..) q n_j ds - \lim_{r_{\Gamma_0} \rightarrow 0} \int_{\Gamma_0} (..) q n_j ds = - \lim_{r_{\Gamma_0} \rightarrow 0} \int_{\Gamma_0} (..) q n_j ds . \quad (C.0.8)$$

Demzufolge kann das J -Integral wie folgt als Gebietsintegral ausgedrückt werden (vgl. Gleichung C.0.1):

$$\begin{aligned} J = \lim_{r_{\Gamma_0} \rightarrow 0} \int_{\Gamma_0} (..) q n_j ds &= \int_{A^*} \frac{\partial q}{\partial x_j} \left[\left(\sigma_{ij} \frac{\partial u_i}{\partial x_1} - \mathcal{U} \delta_{1j} \right) \right] dA \\ &+ \int_{A^*} \left[\frac{\partial}{\partial x_j} \left(\sigma_{ij} \frac{\partial u_i}{\partial x_1} - \mathcal{U} \delta_{1j} \right) \right] q dA , \end{aligned} \quad (C.0.9)$$

wobei der Ausdruck des letzten Integranden von Gleichung C.0.9 der Gleichung C.0.2 entspricht und sich damit, unter den selben Voraussetzungen wie bereits erwähnt, zu Null ergibt. Schließlich erhält man die unter anderem im FEM-Programm ABAQUS [66] implementierte Form des J -Integrals als Gebietsintegral:

$$J = \int_{A^*} \frac{\partial q}{\partial x_j} \left(\sigma_{ij} \frac{\partial u_i}{\partial x_1} - \mathcal{U} \delta_{1j} \right) dA . \quad (C.0.10)$$

An dieser Stelle sei zusätzlich eine numerisch besonders interessante Eigenschaft der Gleichung C.0.10 betont. Aufgrund der Wahl der „Plateau-Funktion“ für q nach Abbildung C.0.1 (b) leisten lediglich die im Bereich des äußeren Integrationsrandes liegenden Elemente einen Beitrag zur Berechnung des J -Integrals, da für alle anderen $\frac{\partial q}{\partial x_j} = 0$ gilt. Als Konsequenz verlieren durch diese Art der Formulierung numerische Schwierigkeiten im Bereich der Auflösung der singulär werdenden Spannungen im Bereich der Rissspitze an Bedeutung, was wesentlich zur Robustheit der Ergebnisse beiträgt [210]. Demnach ist eine Verwendung singulärer sogenannter kollabierter Rissspitzenelemente bei dieser Art der Berechnung von J nicht notwendigerweise erforderlich.

In der vorliegenden Form sind die Voraussetzungen I. bis V. bezüglich der Wegunabhängigkeit nach wie vor einzuhalten. Die Implementierung innerhalb von ABAQUS erlaubt jedoch zusätzlich eine Berücksichtigung von Volumenlasten, beispielsweise aufgrund einer Fliehkraftbeanspruchung oder einer thermischen Last, sowie das Vorhandensein belasteter Rissufer durch die folgenden, im Vergleich zu Gleichung C.0.10 eingefügten Korrekturterme:

$$J = \int_{A^*} \left[\frac{\partial q}{\partial x_j} \left(\sigma_{ij} \frac{\partial u_i}{\partial x_1} - \mathcal{U} \delta_{1j} \right) + \left(f_i \frac{\partial u_i}{\partial x_j} - \sigma_{ij} \frac{\partial \epsilon_{ij}^{\text{th}}}{\partial x_j} \right) q \right] dA - \int_{\Gamma_+ \cup \Gamma_-} t_{i,+/-} \frac{\partial u_i}{\partial x_j} q ds , \quad (C.0.11)$$

mit f_i als dem Vektor der Volumenlasten, $\epsilon_{ij}^{\text{th}}$ als dem thermischen Ausdehnungstensor und $t_{i,+/-}$ als dem Spannungsvektor des oberen und unteren Rissufers.

D Anhang: Analytische Beschreibung der Rissöffnung nach NEWMAN

Das folgende Gleichungssystem zeigt das von NEWMAN in [39] vorgeschlagene analytische Modell zur Berechnung der Rissöffnungsspannung. Je nach R -Verhältnis ist Gleichung D.0.1 oder Gleichung D.0.2 zu verwenden.

$$\frac{\sigma_{\text{opening}}}{\sigma_{\text{max}}} = A_0 + A_1 \cdot R_\sigma + A_2 \cdot R_\sigma^2 + A_3 \cdot R_\sigma^3 \quad \text{für } R_\sigma \geq 0 \quad (\text{D.0.1})$$

$$\frac{\sigma_{\text{opening}}}{\sigma_{\text{max}}} = A_0 + A_1 \quad \text{für } R_\sigma < 0 \quad (\text{D.0.2})$$

Die Koeffizienten p , A_0 , A_1 , A_2 und A_3 sind wie folgt zu berechnen:

$$p = \frac{\pi \sigma_{\text{max}}}{2 \sigma_Y}, \quad (\text{D.0.3})$$

$$A_0 = (0.825 - 0.34 \alpha + 0.005 \alpha^2) \cdot \left| \cos(p)^{\frac{1}{\alpha}} \right| \cdot \text{sign}[\cos(p)], \quad (\text{D.0.4})$$

$$A_1 = (0.415 - 0.071 \alpha) \frac{\sigma_{\text{max}}}{\sigma_Y}, \quad (\text{D.0.5})$$

$$A_2 = 1 - A_0 - A_1 - A_3, \quad (\text{D.0.6})$$

$$A_3 = 2 A_0 + A_1 - 1. \quad (\text{D.0.7})$$

Das gezeigte analytische Modell berücksichtigt den Einfluss der Höhe der Beanspruchung über das Verhältnis der Maximalspannung zur Streckgrenze: $\sigma_{\text{max}}/\sigma_Y$. Ebenfalls kann der Einfluss der Dehnungsbehinderung über den „Constraint“-Faktor α abgebildet werden. Für den ebenen Spannungszustand ist $\alpha = 1$ und für den ebenen Verzerrungszustand ist $\alpha = 3$ zu wählen. Die Entwicklung und Anpassung der dargestellten Gleichungen erfolgte von NEWMAN für ein Verhältnis von Maximalspannung zu Streckgrenze von bis zu: $\sigma_{\text{max}}/\sigma_Y = 0.6$ (vgl. [39]).

E Anhang: Werkstoffbeschreibungen

Beschreibungen der zyklischen Fließkurve

Tabelle E.0.1: Ramberg-Osgood Koeffizienten (vgl. Gleichung 3.2.11) ohne Haltezeit ($t_h = 0/0$), $\dot{\epsilon} = 6\%/min$, $N_A/2$, Werkstoff: uA1

Material-Parameter	Symbol	Unit	Temperature			
			600°C	550°C	450°C	300°C
Youngs-Modulus	E	[MPa]	148695	163789	186848	199471
Poisson-Ratio	ν	[-]	0.3	0.3	0.3	0.3
Yield Strength	σ_Y	[MPa]	312.383	354.093	490.635	590.791
Hardening Exponent	n	[-]	12.195	9.524	9.346	8.929
Yield Offset	α	[-]	0.952	0.925	0.792	0.675

Tabelle E.0.2: Ramberg-Osgood Koeffizienten (vgl. Gleichung 3.2.11) mit 3 min Haltezeit in Zug und Druck ($t_h = 3/3$), $\dot{\epsilon} = 6\%/min$, $N_A/2$, Werkstoff: uA1

Material-Parameter	Symbol	Unit	Temperature			
			600°C	550°C	450°C	300°C
Youngs-Modulus	E	[MPa]	148695	163789	186848	199471
Poisson-Ratio	ν	[-]	0.3	0.3	0.3	0.3
Yield Strength	σ_Y	[MPa]	< 300.0	< 340.0	< 450.0	< 560.0
Hardening Exponent	n	[-]	> 12.0	> 9.5	> 9.4	> 9.0
Yield Offset	α	[-]	< 0.995	< 0.980	< 0.850	< 0.730

Tabelle E.0.3: Bi-linear „Moderate Hardening“-Anpassung ohne Haltezeit ($t_h = 0/0$), $\dot{\epsilon} = 6\%/min$, $N_A/2$,
Werkstoff: uA1

Material-Parameter	Symbol	Unit	Temperature			
			600°C	550°C	450°C	300°C
Stress until Plastic Strain = 0	$\sigma_{\epsilon^{pl}=0}$	[MPa]	250.0	280.0	410.0	460.0
Plastic Tangent Modulus	$\frac{\Delta\sigma}{\Delta\epsilon^{pl}}$	[MPa]	20 000	24 000	28 000	44 000

Tabelle E.0.4: Bi-linear „Low Hardening“-Anpassung ohne Haltezeit ($t_h = 0/0$), 600°C, $\dot{\epsilon} = 6\%/min$, $N_A/2$,
Werkstoff: uA1

Material-Parameter	Symbol	Unit	Temperature
			600°C
Stress until Plastic Strain = 0	$\sigma_{\epsilon^{pl}=0}$	[MPa]	312.5
Plastic Tangent Modulus	$\frac{\Delta\sigma}{\Delta\epsilon^{pl}}$	[MPa]	4 625

Tabelle E.0.5: ABAQUS „Combined Hardening“-Parameter (vgl. Gleichung 3.2.18 & 3.2.19) ohne Haltezeit ($t_h = 0/0$),
600°C, 4-Rückspannungstensoren, $\dot{\epsilon} = 6\%/min$, $N_A/2$, Werkstoff: uA1

Material-Parameter	Symbol	Unit	Temperature
			600°C
Parameter C_k	C_1	[-]	3360840.57
	C_2	[-]	56894.04
	C_3	[-]	47915.55
	C_4	[-]	4026.17
Parameter γ_k	γ_1	[-]	112443.31
	γ_2	[-]	4690.91
	γ_3	[-]	720.47
	γ_4	[-]	1.00

Beschreibung der Ermüdungsrisswachstumsrate

Tabelle E.0.6: Parameter der Ermüdungsrisswachstumsbeschreibung (vgl. Gleichung 7.0.1 bzw. „Own Fit“ in Abbildung 4.1.5), Werkstoff: uA1

Material-Parameter	Symbol	Unit	Mainly fitted for 600°C
Paris-Factor	C	[-]	$2.5E-6$
Paris-Exponent	m	[-]	3.0

Kriechbeschreibung

Tabelle E.0.7: Verwendete Anpassung der modifizierten Garofalo-Beziehung (vgl. Gleichung B.0.1 bis B.0.11 unter Vorgabe von Vergleichsspannung σ_{eq} in [MPa], Temperatur T in [K], Zeit t in [h]), Werkstoff: uA1

Material-Parameter	Symbol	Unit	Mainly fitted for 600°C
Primary Creep + Transition	K_{10}	[-]	$< 2.00E-03$
	Q_{k1}	[-]	$< -1.50E+03$
	n_1	[-]	$1.00E+00$
	a_{10}	[-]	$< -1.50E-03$
	a_{11}	[-]	$0.00E+00$
	b_1	[-]	$1.00E+00$
	C_{12}	[-]	$< 5.00E-01$
	α_{12}	[-]	$< 2.00E+00$
	u	[-]	$> 2.00E-01$
	D	[-]	$< 2.00-01$
Secondary Creep	K_{20}	[-]	$> 5.50E+19$
	Q_{k2}	[-]	$> 5.00E+04$
	n_2	[-]	$1.00E+00$
	a_{20}	[-]	$< 1.00E-02$
	a_{21}	[-]	$< -6.00E-06$
	b_2	[-]	$> 1.00E+00$
Tertiary Creep + Transition	K_{30}	[-]	$> 2.50E+09$
	Q_{k3}	[-]	$> 2.00E+04$
	f	[-]	$> 5.00E+00$
	C_{23}	[-]	$> 7.00E-01$
	α_{23}	[-]	$> 9.00E-01$

F Anhang: Details zur biaxialen Prüftechnik

In diesem Abschnitt sind in detaillierter Weise alle relevanten Details der biaxialen Prüftechnik an Kreuzproben inklusive der im Rahmen dieser Arbeit entwickelten Verbesserungen beschrieben. Zunächst erfolgt eine erweiterte Erläuterung des in Abbildung 4.2.2 dargestellten Versuchsaufbaus.

Die in der Mitte der Prüfmaschine positionierte Kreuzprobe ist an vier Stellen reibschlüssig mit den Spannteilen verbunden. Die reibschlüssige Verbindung wird durch entsprechend definiert vorgespannte Schraubverbindungen realisiert. Die Spannteile sind ihrerseits an vier servo-hydraulischen Aktuatoren mit entsprechenden Kraftmessdosen montiert, welche einzeln angesteuert werden können. Dadurch werden zwei Belastungsachsen realisiert, die im Folgenden mit Achse A und Achse B bezeichnet werden. An der Lastaufbringung sind damit zwei Aktuatoren pro Achse (A1, A2 & B1, B2, vgl. Abbildung 4.2.2) beteiligt. Damit das Zentrum der Kreuzprobe stets hinsichtlich seiner Position unverändert verbleibt, ist eine entsprechende regelungstechnische Verknüpfung der Aktuatoren notwendig und umgesetzt. Die Kraftsignale (F) sowie die Signale der Verfahrwege der Kolben (U) der sich jeweils gegenüberstehenden Aktuatoren werden dazu im Sinne einer Regelungslogik wie folgt verknüpft:

$$F_{A1,B1} = 0.5 F_{A1,B1} - 0.5 F_{A2,B2} \quad (\text{F.0.1})$$

$$U_{A1,B1} = 0.5 U_{A1,B1} - 0.5 U_{A2,B2} \quad (\text{F.0.2})$$

$$F_{A2,B2} = 0.5 F_{A1,B1} + 0.5 F_{A2,B2} \quad (\text{F.0.3})$$

$$U_{A2,B2} = 0.5 U_{A1,B1} + 0.5 U_{A2,B2} \quad (\text{F.0.4})$$

Demzufolge zeigen nur die Aktuatoren A2 und B2 die wahren Werte der Kräfte und Verschiebungen an und stellen somit potentielle Regelgrößen dar. Die Kräfte und Wege der Aktuatoren A1 und B1 hingegen werden zu Null bzw. zu einem sich zeitlich nicht ändernden Wert geregelt. Man spricht in diesem Zusammenhang auch von einer „Modalregelung“. Durch diese interne Verschaltung der Aktuatoren und deren Realisierung mit ausreichender Regelfrequenz ist sichergestellt, dass die Probe stets im Zentrum verbleibt und beide Aktuatoren einer Lastachse stets identische Kräfte produzieren. Zur Realisierung einer Dehnungsregelung ist ebenfalls der Einsatz eines Seitenextensometer-Systems möglich. Anders wie im einachsigen Fall besteht das Seitenextensometer aus vier mit Spitzen versehenen Keramikstäben, die entsprechend auf die Stirn- bzw. Vorderseite der Kreuzprobe angepresst werden. Über ein beheiztes Blattfeder- und Hebelarmsystem kann so die Verschiebung in der Mitte der Kreuzprobe in Bezug auf einen Referenzabstand im Bereich von 13 mm für die Achse A sowie die Achse B getrennt vermessen und geregelt werden.

Zur Realisierung einer geeigneten Temperaturverteilung ist nahe der Rückseite der Kreuzprobe ein entsprechender Induktor platziert. Dieser wird über einen vorgeschalteten Hochfrequenzschwingkreis mit einem Wechselstrom beaufschlagt. Je nach Leitfähigkeit des Materials, Wahl der Vorspule sowie Anzahl und Kapazität vorgeschalteter Kondensatoren kann eine Frequenz zwischen 80 kHz und 150 kHz eingestellt werden. Die resultierende Eindringtiefe erlaubt eine hinsichtlich der Dickenverteilung nahezu gleichmäßige Wärmeerzeugung in der Kreuzprobe. Zusätzlich wurde im Rahmen dieser Arbeit ein Dreiachs-Verstellschlittensystem installiert (vgl. Abbildung F.0.1), um den Abstand zur Probe sowie

die vertikale und horizontale Position des Induktors entsprechend fein einstellen zu können. Durch diese Maßnahme wird ebenfalls eine deutlich verbesserte Wiederholgenauigkeit erreicht, so dass nun bei einer Versuchsserie nahezu identische Temperaturverteilungen in kürzester Zeit eingestellt werden können.

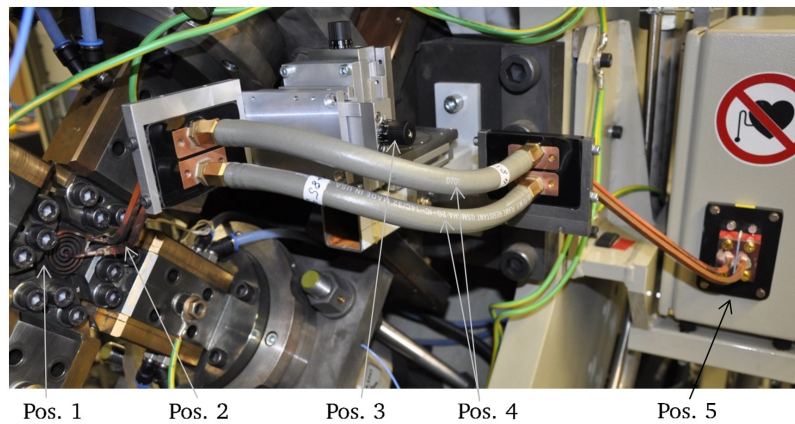


Abbildung F.0.1: Zur verbesserten Positioniervorrichtung der Induktionsspule;

- Pos. 1: Eingebaute Kreuzprobe,
- Pos. 2: Vorderer Induktor mit Spulenwicklungen, Pos. 3: Dreiachs-Verstellsystem,
- Pos. 4: Flexible, wassergekühlte Hochfrequenzschlauchverbindung,
- Pos. 5: Induktor-Schwingkreisgenerator mit starrer Induktorzuleitung

Zur Regelung der Temperatur ist ein Thermoelement per Punktschweißung exzentrisch zur Probenmitte hin platziert, wobei ein Schweißpunkt auf der Vorderseite und ein Schweißpunkt auf der Rückseite angebracht sind. Diese Art der Thermoelementapplikation stellt zugleich sicher, dass bei eventuellem Lösen der Thermoelemente von der Probe und entsprechendem Kontaktverlust der Thermowiderstand, anders als bei einer konventionellen Anordnung, gegen unendlich geht. Damit steigt die angezeigte Temperatur sofort an, so dass der Regler die Leistung der Spule unmittelbar verringert und so ein unkontrolliertes Überhitzen der Probe verhindert wird. Die Kalibrierung des Thermoelements sowie die Einstellung des Temperaturfelds geschehen mittels vorab durchgeführter thermografischer Messungen. Durch geeignete Wahl der Parameter einer entsprechenden Korrekturfunktion des Thermoelements kann der Temperaturanzeigewert so verändert werden, dass sich die Messung im Einklang mit dem Thermografie-Ergebnis im Bereich der Mitte der Kreuzprobe befindet. Um bezüglich der thermografischen Messung einen definierten Emissionsgrad realisieren zu können, wird die Stirnseite der Kreuzprobe vor dem Probeneinbau mit einem temperaturstabilen Lack präpariert (vgl. Abbildung F.0.2, (a)).

Auf Basis verschiedener Tests wurde im Zuge der vergangenen Jahre ein geeigneter Lack ausgewählt und hinsichtlich seines Emissionsgrades vermessen. Der hier verwendete Thermolack wurde freundlicherweise von Rolls-Royce Deutschland zur Verfügung gestellt. Durch interne Untersuchungen konnte stichpunktartig gezeigt werden, dass der verwendete Lack nicht nachweisbar mit dem Probenmaterial wechselwirkt, so dass von einer Beeinflussung der Lebensdauer der Probe durch den Thermolack nicht auszugehen ist.

Die Messung der frühen Rissentwicklung kann zum einen über ein zu der Beschreibung in Kapitel 4.2.1 gleichwertiges Potentialsondensystem erfolgen. Problematisch ist hierbei die Positionierung der Drähte, da diese möglichst normal zu einer sich entwickelnden Rissflanke angebracht werden sollten, die Orientierung der Risse jedoch nicht in jedem Fall vor Versuchsbeginn geeignet abgeschätzt werden kann. Eine

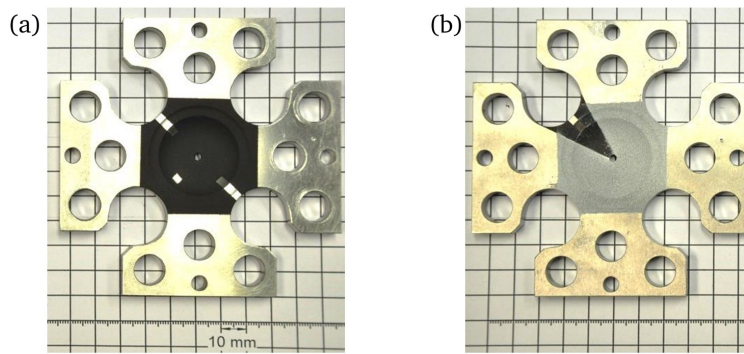


Abbildung F.0.2: Präparation der Kreuzprobe zum Einsatz der Messsysteme im optischen bzw. im infrarot-Bereich;
 (a) Thermografielack mit temperaturstabilem Emissionsgrad (zur Verfügung gestellt von Rolls-Royce Deutschland).
 (b) Titanoxid (weiß) und Eisenoxid (schwarz) zur Realisierung einer geeigneten Grauwertverteilung für die optische Dehnungsmessung. (Ausschnitt oben links: ebenfalls Thermolack)

weitere Möglichkeit bietet der Einsatz einer optischen Dehnungsmesseinrichtung. Das hierfür zur Verfügung stehende 3D-Kamerasystem der Firma GOM inklusive der Bildverarbeitungsprogrammsysteme erlaubt eine entsprechende Vermessung des sich einstellenden Dehnungs- und Verschiebungsfeldes der Kreuzprobenprüfzone. Hierzu ist eine geeignete Präparation der zu messenden Oberfläche der Kreuzprobe erforderlich. Die Präparation erfolgt in drei Schritten (vgl. Abbildung F.0.2, (b)). Zunächst wird ein Ausschnitt der Probe mit Thermolack versehen, um die entsprechende Thermoelementkalibrierung vor Versuchsstart durchführen zu können. In einem zweiten Schritt wird der verbleibende Restausschnitt mit in Ethanol gelösten Titanoxid-Partikeln im „Airbrush“-Verfahren weiß beschichtet. Als finaler Schritt werden schwarze, ebenfalls in Ethanol gelöste Eisenoxid-Partikel im „Airbrush“-Verfahren aufgebracht, um ein entsprechendes stochastisches Graufeld herzustellen.

Die Daten der Dehnungsmessung können im Anschluss sowohl hinsichtlich der Information der sich entwickelnden Risstiefe als Funktion der Zyklenzahl als auch zur Detektierung entsprechender Riss-schließ- und -öffnungszeitpunkte ausgewertet werden. Durch entsprechende Verknüpfung über Analogsignale der Prüfmaschine und geeignete AD- und DA-Wandler lassen sich mit der optischen Dehnungsmesseinrichtung zur Zyklensform synchrone Messungen durchführen. Damit werden auch Spitzenwertaufnahmen oder Aufnahmen definierter Hysteresen möglich. Aufgrund der Notwendigkeit der optischen Zugänglichkeit dieser optischen oder in Bezug auf die Thermografiekamera im Infrarotbereich arbeitenden Systeme, können diese Messungen nur ohne angebautes Extensometer durchgeführt werden. Demzufolge erfolgt die Temperaturmessung vor dem eigentlichen Versuchsstart. Die optische Dehnungsmessung kommt nur bei kraftkontrollierter Versuchsführung ohne Extensometer zum Einsatz.



CURRICULUM VITAE

PERSÖNLICHE ANGABEN

Name Christian Kontermann
Geburtsdatum 01. Dezember 1983
Geburtsort Zell (Mosel)
Familienstand verheiratet,
zwei Söhne: 1 Jahr und 4 Jahre alt

BERUFLICHER WERDEGANG

Seit Juli 2013 Wissenschaftlicher Mitarbeiter, TU Darmstadt
Fachgebiet und Institut für Werkstoffkunde
Kompetenzbereich Hochtemperaturwerkstoffe
März 2014 Kompetenzfeldverantwortlicher und Leiter der Gruppe:
„Viskoplastische Materialmodellierung“
Sept. 2008 – Juni 2013 Berechnungsingenieur, Siemens AG Mülheim (Ruhr)
Dampfturbinen Field Service Engineering

BILDUNGSWEG

Seit 2013 Doktorand, TU Darmstadt
Fachgebiet und Institut für Werkstoffkunde
Angestrebter Abschluss: Dr.-Ing.
2011 - 2013 Master Studium, Universität Duisburg-Essen
Allgemeiner Maschinenbau (Vollzeit, nebenberuflich)
Abschluss: Master of Science
2004 - 2008 Diplom Studium, FH Aachen
Luft- und Raumfahrttechnik – Flugzeugbau
Abschluss: Diplom-Ingenieur (FH)
2003 - 2004 Fachoberschule, Cochem (Mosel)
Fachoberschule Technik, Schwerpunkt: Metalltechnik
Abschluss: Fachhochschulreife
2000 - 2003 Berufsausbildung, Luftwaffe der Bundeswehr - Büchel
Fluggerätemechaniker
Abschluss durch Gesellenprüfung bei der IHK Koblenz
1993 - 2000 Realschule, Zell(Mosel)
Abschluss: Mittlere Reife

EIGENE VERÖFFENTLICHUNGEN & BETREUTE ABSCHLUSSARBEITEN

- Veröffentlichte Fachartikel**
- C. KONTERMANN, H. ALMSTEDT, A. SCHOLZ, M. OECHSNER: Notch Support for LCF-Loading: A Fracture Mechanics Approach, *Structural Integrity Procedia*, 2016, ISSN 2452-3216
- C. KONTERMANN, A. SCHOLZ, M. OECHSNER: On the potential of using an extrapolation method in combination with a constitutive material model for assessing creep-fatigue of components, *VGB PowerTech* 1/2, 2015, ISSN 1435-3199
- C. KONTERMANN, A. SCHOLZ, M. OECHSNER: A Method to Reduce Calculation Time for FE-Simulations Using Constitutive Material Models, *Materials at High Temperatures* 31 (4), 2014, ISSN 1878-6413
- C. KONTERMANN, H. ALMSTEDT: Eine Methode zur Berechnung zyklischer, effektiver J -Integrale mit Hilfe der FEM zur Abschätzung von Stützziffern für den LCF-Bereich, *DVM Bruchvorgänge*, 2014, ISSN 1616-4687
- Konferenzbeiträge**
- C. KONTERMANN, M. OECHSNER, A. SCHOLZ, S. WEIHE, A. KLENK, A. HOBT, H. ALMSTEDT: Influence of Notch Support Effects on Long-Term Creep-Fatigue Behavior of Power Plant Components Considering High Load Change Rates, *FVV Vortragsveranstaltung - Abschlussbericht AVIF Vorhaben A282*, Magdeburg, 2016
- C. KONTERMANN, H. ALMSTEDT, A. SCHOLZ, M. OECHSNER: Notch Support for LCF-Loading: A Fracture Mechanics Approach, *21st European on Fracture at Catania / Italy*, 20-24 June 2016
- C. KONTERMANN, Y. WANG, A. SCHOLZ, M. OECHSNER, B. BUCHHOLZ: Alloy247 LC-DS HIP: Numerische und experimentelle Beschreibung des anisotropen Verformungs- und Anrissverhaltens unter Kriechermüdungsbeanspruchung, 38. Vortragsveranstaltung "Langzeitverhalten warmfester Stähle und Hochtemperaturwerkstoffe", Düsseldorf, 2015
- R. KONG, S. LINN, C. KONTERMANN, J. BIEHLER, A. SCHOLZ, M. OECHSNER: Ermittlung und Bewertung des rechnerischen Lebensdauerverbrauchs hoch beanspruchter dickwandiger Gussgehäuse bei hohen Temperaturen, 38. Vortragsveranstaltung "Langzeitverhalten warmfester Stähle und Hochtemperaturwerkstoffe", Düsseldorf, 2015
- M. OECHSNER, C. KONTERMANN, A. SCHOLZ: Lifetime Assessment of Notched Components under LCF-Loading, *10th NIMS-MPA-IfW Workshop*, Tsukuba (Japan), 2015

Konferenzbeiträge (cont'd) C. KONTERMANN, A. SCHOLZ, M. OECHSNER: On the Potential of Using an Extrapolation Method in Combination with a Constitutive Material Model for Creep-Fatigue Assessment of Components, *40th MPA-Seminar*, Stuttgart, 2014

C. KONTERMANN, M. OECHSNER, A. SCHOLZ, S. WEIHE, A. KLENK, A. HOBT, H. ALMSTEDT: Influence of Notch Support Effects on Long-Term Creep-Fatigue Behavior of Power Plant Components Considering High Load Change Rates, *FVV Vortragsveranstaltung - Zwischenbericht AVIF Vorhaben A282*, Dortmund, 2014

C. KONTERMANN, A. SCHOLZ, M. OECHSNER: A Method to Reduce Calculation Time for FE-Simulations Using Constitutive Material Models, *HTMTC/IOM3 Creep-Fatigue Crack Development Symposium*, Dübendorf (CH), 2014

C. KONTERMANN, H. ALMSTEDT: Eine Methode zur Berechnung zyklischer, effektiver J -Integrale mit Hilfe der FEM zur Abschätzung von Stützziffern für den LCF-Bereich, *DVM-Seminar Bruchvorgänge*, Kassel, 2014

Betreute Studentische Arbeiten H. WEISS: Numerische Simulation des Risswachstumsverhaltens physikalisch kurzer Risse unter inhomogener Kriechermüdungsbeanspruchung, *Masterthesis*, TU Darmstadt, 2014

V. HELD: Zum Einfluss der Mehrachsigkeit auf das Risswachstumsverhalten unter Kriechermüdungsbelastung, *Bachelorthesis*, TU Darmstadt, 2015

H. SCHÖNKE: Entwicklung einer Methodik zur Untersuchung thermischer Nichtlinearitäten von Kontakten mittels voll gekoppelter Thermomechaniksimulationen, *Masterthesis*, TU Darmstadt, 2015

